
Untersuchungen zum Einfluss der Zyklonkühlung in einer Turbinenschaufel auf die adiabate Filmkühleffektivität

Dissertation

Dipl.-Ing. Andreas Lerch

Fachgebiet für Gasturbinen, Luft- und Raumfahrtantriebe
Technische Universität Darmstadt

Januar 2012



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
DARMSTADT

Untersuchungen zum Einfluss der Zyklonkühlung in einer Turbinenschaufel auf die adiabate Filmkühleffektivität

Vom Fachbereich Maschinenbau
der Technischen Universität Darmstadt
zur
Erlangung des Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte

D i s s e r t a t i o n

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Andreas Lerch

aus Binningen, Schweiz

Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Heinz-Peter Schiffer
Mitberichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. habil. Bernhard Weigand
Tag der Einreichung:	26. Januar 2012
Tag der mündlichen Prüfung:	23. Mai 2012

Darmstadt 2012

D 17

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:

URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-30834

URL: <http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/3083>

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,

E-Publishing-Service der TU Darmstadt.

<http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>

tuprints@ulb.tu-darmstadt.de

Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Commons Lizenz:

Namensnennung-Keine kommerzielle Nutzung-Keine Bearbeitung 2.0 Deutschland

<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/2.0/de/>



*„Education doesn't make you smart,
it only makes you educated.“*

(JAMES RANDI)



Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet Gasturbinen, Luft- und Raumfahrtantriebe der Technischen Universität Darmstadt, im Rahmen eines Luftfahrt-Forschungsprogramm 4 Teilprojekts, welches durch Rolls-Royce Deutschland sowie das Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie finanziert wurde (Nr. 20T608A).

Dem Leiter des Fachgebietes, Herrn Prof. Dr.-Ing. H.-P. Schiffer gilt mein besonderer Dank für die wertvollen Anregungen, die stete Unterstützung bei der Durchführung dieser Arbeit sowie für die Übernahme des Referates.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. B. Weigand danke ich für sein freundliches Interesse an dieser Arbeit und für die Übernahme des Koreferates.

Ich danke dem Industriepartner Rolls-Royce Deutschland, vertreten durch Jens Täge, Erik Janke und Antje Ungewickell, für die gute Zusammenarbeit.

Weiterhin gilt mein Dank allen Kolleginnen und Kollegen des Fachgebiets für Gasturbinen, Luft- und Raumfahrtantriebe für ihre stets gewährte Unterstützung, Diskussionsbereitschaft und das freundschaftliche Arbeitsklima, welches entscheidend zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen hat.

Ebenso danke ich dem Werkstattleiter und allen Mitarbeitern der mechanischen Werkstatt, wie auch der elektronischen Werkstatt des Fachgebiets, für die tatkräftige und prompte Unterstützung beim Auf- und Umbau der verschiedenen Prüfstände. Auch den Mitarbeiterinnen aus dem Sekretariatsbereich möchte ich für die gute Zusammenarbeit danken.

Mein Dank richtet sich auch an meine studentischen Mitarbeiter, die durch ihren engagierten Einsatz im Rahmen von Studien- und Diplomarbeiten wertvolle Beiträge zu dieser Arbeit geleistet haben.

Nicht zuletzt gebührt großer Dank meiner Freundin für Geduld und Verständnis, welche sie mir während der Entstehung dieser Arbeit entgegen gebracht hat sowie meinen Eltern, welche mich stets tatkräftig unterstützen.

Darmstadt, im Januar 2012

Andreas Lerch



Kurzfassung

Steigende Turbineneintrittstemperaturen, die Forderung nach einem möglichst geringen Kühlluftmassenstrom sowie zunehmende Temperaturen der Kühlluft selbst, stellen die Kühlsysteme von Turbinenschaufeln in Flugtriebwerken vor stetig wachsende Anforderungen. Das Ziel interner Kühlmethoden ist, einen möglichst hohen Wärmeübergang zu erreichen. Die sogenannte Zyklonkühlung, welche bisher in Flugtriebwerken noch nicht eingesetzt wird, weist dahingehend ein großes Potenzial auf. Hierbei wird dem Kühlfluid im schaufelinternen Kühlkanal ein Drall aufgeprägt. Die hieraus entstehenden, hochkomplexen internen Strömungsphänomene können sich jedoch negativ auf das Verhalten der externen Schaufelkühlung, der sog. Filmkühlung auswirken, und im Gesamtkühlkonzept der Turbinenschaufel eine interne Verbesserung zunichte machen. Die vorliegende Arbeit hat zum Ziel, diese Auswirkungen der Zyklonkühlung auf die Filmkühlung zu untersuchen. Somit werden der Entwicklung wichtige, auslegungsrelevante Grundlagen und Randbedingungen zukünftiger Kühlungssysteme zur Verfügung gestellt.

Hierfür wird auf der Oberfläche eines symmetrischen Turbinenschaufelmodells mit einer Reihe von acht zylindrischen Filmkühlbohrlöchern die adiabate Filmkühleffektivität vermessen, wobei der zylindrisch ausgestaltete Vorderkantenkanal mit verschiedenen Strömungsformen beaufschlagt wird. Während eine rein axiale Durchströmung als Referenz dient, liegt die Aufmerksamkeit auf drallbehafteten Strömungen, welche durch unterschiedliche Drallerzeugerarten generiert werden. Variiert werden jeweils die Drallrichtung sowie die dimensionslosen Kennzahlen: globale Ausblaserate und globale Filmkühlabnahme. Die adiabate Filmkühleffektivität wird mittels der hier weiterentwickelten, Online-kalibrierten Ammoniak-Diazo-Technik vermessen. Zusätzlich werden Strömungsvermessungen im Zyklonkanal und am Austritt der Filmkühlbohrungen sowie numerische Simulationen in den Bohrungen durchgeführt. Hiermit wird versucht, den Ursprung der an der Schaufeloberfläche auftretenden Phänomene zu ergründen.

Die Werte der adiabaten Filmkühleffektivität weisen eine hohe Abhängigkeit von der Drallsituation im Zyklonkanal auf. Im Speziellen bestimmt die Einstromsituation am Filmkühlbohrlocheintritt die Bildung von bohrungsinternen Ablöseblasen, bzw. Rückströmzonen, was wiederum die Geschwindigkeitsverteilung des Kühlfluids am Bohrungsaustritt beeinflusst. Durch Übergeschwindigkeiten aufgrund eines

inhomogenen Ausströmprofils, dringt das Kühlfluid stärker in die Hauptströmung ein und die Kühlwirkung an der Schaufeloberfläche lässt nach. Dies ist vor allem bei hohen Umlenkswinkeln am Ort der Einströmung in die Filmkühlbohrung sowie bei niedriger Filmkühlabnahme zu beobachten.

Durch eine symmetrische Anbringung einer weiteren Bohrungsreihe wird die Interaktion zweier Drallorientierungen untersucht. Die unterschiedliche interne Versperung der Filmkühlbohrlöcher durch Rückströmzonen, aufgrund der verschiedenen Zuströmwinkel, bewirkt eine druckverlustinduzierte Massenstromverschiebung. Somit ändern sich die bohrlochspezifischen Ausblaseraten um bis zu 50% gegenüber der globalen Ausblaserate. Dies hat wiederum eine Variation der Eindringtiefe des Kühlfluids in die Hauptströmung und hieraus folgend eine unterschiedliche Kühlwirkung an der Oberfläche zur Folge.

Abstract

Continuously growing demands confront the cooling systems of turbine blades in aircrafts due to rising turbine entry temperatures, the need for the least possible coolant air mass flow, as well as the increasing temperature of the coolant air itself. The objective of internal cooling methods is to reach the highest heat transfer as possible. The so-called cyclone cooling, which is not yet used in jet engines, offers a great potential. In cyclone cooling, a swirl is impressed onto the cooling fluid in the blade's internal coolant duct. The resulting highly complex internal flow phenomena can, however, have a negative impact on the performance of the external blade cooling, the so-called film cooling. This can also outweigh the internal improvement of the turbine blade within the overall cooling concept. The subject of the present work is to investigate this impact of cyclone cooling on film cooling. Consequently, basic principles and boundary conditions for the design of future cooling systems will be made available.

The adiabatic film cooling effectiveness is measured on the surface of a symmetrical blade model containing a row of eight cylindrical cooling holes. In the cylindrical leading-edge channel, variable flow types are created. The cyclone flow, which results using different types of swirl generators, is in the main focus, while the axial flow is used as a reference case. The swirl direction, as well as the non-dimensional parameters global blowing ratio and global film cooling discharge, are varied. The adiabatic film cooling effectiveness is measured by the here-enhanced, online calibrated ammonia diazo technique. In addition, the flows within the cyclone channel and at the exit of the cooling holes are measured, and numerical simulations of the flow in the cooling holes are performed. Hereby, the origin of the occurring phenomena on the blade's surface is explored.

The values of the adiabatic film cooling effectiveness highly depend upon the swirl situation in the cyclone channel. Especially the flow situation at the cooling hole entry affects the formation of internal separation zones. In turn, these areas of recirculation influence the velocity distribution of the cooling fluid at the hole exit. Because of overspeed due to an inhomogeneous velocity profile at the cooling hole outlet, the cooling fluid penetrates deeper into the main air flow, while the cooling effect on the blade's surface decreases. This is especially observed with larger deflection angles at the cooling hole entry, as well as when using a low film cooling discharge.

By symmetrically adding another row of film cooling holes, the interaction of two swirl orientations is investigated. The different internal blockage of the cooling holes caused by areas of recirculation due to varied inflow angles, results in a shift of mass flow induced by pressure loss. Hence the cooling hole specific blowing ratio changes up to 50% compared with the global blowing ratio. In turn, this varies the depth of penetration of the cooling fluid into the main air flow, resulting in different cooling effects on the surface.

Inhaltsverzeichnis

Nomenklatur	XI
Abbildungsverzeichnis	XVII
Tabellenverzeichnis	XXI
1 Einleitung	1
1.1 Zielsetzung der Arbeit	4
2 Stand der Forschung	7
2.1 Interne Kühlkonzepte	8
2.1.1 Zyklonkühlung	9
2.1.2 Interner Einfluss der Einströmung in Filmkühlbohrlöcher . . .	13
2.2 Filmkühlung	15
2.2.1 Externer Einfluss der Zuströmung zum Filmkühlbohrloch . . .	19
2.3 Fazit zum Stand der Forschung	26
3 Mess- und Auswerteverfahren	27
3.1 Bestimmung der adiabaten Filmkühleffektivität	29
3.2 Die Analogie zwischen Wärme- und Stofftransport	30
3.3 Die Ammoniak-Diazo-Technik	31
3.4 Das Online-kalibrierte Ammoniak-Diazo-Verfahren	33
3.5 Erweiterung des Online-kalibrierten Ammoniak-Diazo-Verfahrens . .	34
3.5.1 Ausrichtung der Einzelexperimente	38
3.5.2 Das gewichtete Mittelungsverfahren	40
3.5.3 Die Funktionsweise des Verfahrens anhand eines Beispiels . .	43
3.6 Strömungsfeldvermessung mittels Particle Image Velocimetry	46
4 Versuchsprogramm und Aufbauten	47
4.1 Zu untersuchende Konfigurationen	47
4.1.1 Der Zyklonkanal	48
4.1.2 Die Drallerzeugung	48
4.1.3 Die Filmkühlkonfiguration	49
4.1.4 Die Modellschaukelgeometrie und der Messbereich von η_{AW} .	51

4.1.5	Integration und Konfigurationsübersicht	53
4.1.6	Betriebspunkte	55
4.2	Vermessung der adiabaten Filmkühleffektivitätsverteilung	57
4.2.1	Der Zyklon-Filmkühlprüfstand	58
4.2.2	Ablauf einer Messung von η_{AW}	64
4.2.3	Vermessung der Zuströmung der Messkammer	65
4.2.4	Vermessung der Kalibriereinheit	67
4.2.5	Entmischung durch den Zyklon	68
4.2.6	Vergleich der Prüfstandsergebnisse mit Literaturwerten	70
4.3	Geschwindigkeitsprofil-Vermessung am Filmkühlbohrlochaustritt	71
4.4	Numerische Simulationen der Strömung im Filmkühlbohrloch	73
4.5	Vermessung der Strömung im Zyklonkanal	74
4.6	Untersuchung des Zykloneinflusses auf die Kühlfilmbildung	77
5	Ergebnisse und Diskussion	81
5.1	Der „bottom“-Drallerzeuger, bei einer Bohrlochreihe	82
5.1.1	Das Strömungsfeld im Zyklonkanal	82
5.1.2	Zuströmung zum Filmkühlbohrloch	94
5.1.3	Die Strömung in den Filmkühlbohrungen	98
5.1.4	Die Verteilung der Ausblaserate pro Bohrloch	101
5.1.5	Die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität	102
5.1.6	Filmbildung	110
5.2	Der „rear“-Drallerzeuger, bei einer Bohrlochreihe	113
5.2.1	Strömung im Zyklonkanal	113
5.2.2	Die Strömung in den Filmkühlbohrungen	114
5.2.3	Die Verteilung der Ausblaserate pro Bohrloch	117
5.2.4	Die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität	118
5.3	Die Interaktion von zwei gegenüberliegenden Bohrlochreihen	123
5.3.1	Die Verteilung der Ausblaserate pro Bohrloch	124
5.3.2	Gemittelte adiabate Filmkühleffektivität	129
5.4	Globale Auswirkungen der kombinierten Zyklon-Filmkühlung	132
5.4.1	Variationen einzelner Parameter und deren Effekte	132
5.4.2	Zusätzliche Druckverluste	135
6	Zusammenfassung	139
7	Ausblick	145
	Literaturverzeichnis	149

A	Anhang	163
A.1	Koordinaten des Schaufelmodells	163
A.2	Der Zyklon-Filmkühlprüfstand	164
A.2.1	Der Aufbau des Zyklon-Filmkühlprüfstands im Detail	165
A.2.2	Der Zyklon-Filmkühlprüfstand - Fehlerbetrachtung	166
A.2.3	Beispiel der Fehlerbetrachtung	168
A.3	Der PIV-Prüfstand	170
A.3.1	Der Prüfstands Aufbau und die Messebenen	171
A.4	Ausführliche Messergebnisse und Diagramme	172
A.4.1	Helices in der Zyklonströmung	172
A.4.2	Vergleich zwischen PIV und Numerik	174
A.4.3	Zyklonkanalströmung „bottom“- und „rear“-DE im Vergleich	176
A.4.4	Strömung im Bohrloch Nr. 4 und an dessen Bohrungsausstritt	178
A.4.5	Relative dynamische Drücke am Bohrlochausstritt	180
A.4.6	Ausblaserate pro Bohrloch	184
A.4.7	Die lokale Verteilung der Ausblaserate im Bohrloch	186
A.4.8	Verteilung von η_{AW} um das Filmkühlbohrloch Nr. 4	190
A.4.9	Lateral gemittelte adiabate Filmkühleffektivität	194
A.4.10	Flächig gemittelte η_{AW} über der Ausblaserate pro Bohrloch	196
A.4.11	Die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität	198



Nomenklatur

Lateinische Zeichen

Symbol	Einheit	Bezeichnung
b	m	Breite
cp	J/(kg K)	Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
d	m	Zyklonkanaldurchmesser
h	W/(m ² K)	Wärmeübergangskoeffizient
i	-	Filmkühlbohrlochnummer
j	-	Einzelexperiment, bzw. Samplenummer
k	-	Skalierungsfaktor zur Sättigungsunterdrückung
l	m	Charakteristische Länge
m	-	Lokale Ausblaserate
n	-	Experiment-, bzw. Sampleanzahl
\dot{m}	kg/s	Massenstrom
p	Pa	Druck
\dot{q}	W/m ²	Wärmestromdichte
r	m	Radius
s	m	Koordinate entlang der Oberflächenkontur der Schaufel
t	s	Zeit
u	m/s	Geschwindigkeit
w	m/s	Axialgeschwindigkeitskomponente, parallel zur z -Achse
x	m	Koordinate in Strömungsrichtung
y	m	Koordinate senkrecht zur Symmetrieebene der Schaufel
z	m	Koordinate entlang des Zyklonkanals
A	m ²	Querschnittsfläche
C	-	Konzentration
C_p	-	Druckbeiwert
D	m	Filmkühlbohrlochdurchmesser
DR	-	Dichteverhältnis $\rho_{cool}/\rho_{\infty}$ (<i>density ratio</i>)
FKA	-	Filmkühlabnahme
G	kg m ² /s ²	Impulsstrom
GW	-	Grauwert

Symbol	Einheit	Bezeichnung
H	m	Modellschaufelhöhe, bzw. -spannweite
L	m	Filmkühlbohrlochlänge
Le	-	Lewis-Zahl
M	-	Globale Ausblaserate
Ma	-	Mach-Zahl
P	m	Bohrungsabstand (<i>pitch</i>)
Pr	-	Prandtl-Zahl
Px	-	Pixelwert
Re	-	Reynolds-Zahl
S	-	Drallzahl
Sc	-	Schmidt-Zahl
T	K	Temperatur
Tu	-	Turbulenzgrad
U	m/s	Geschwindigkeit
\dot{V}	m ³ /s	Volumenstrom
W	-	Wichtungswert

Griechische Zeichen

Symbol	Einheit	Bezeichnung
α	°	Anstellwinkel der Filmkühlbohrung
β	°	Anstellwinkel der Prallbohrungen
γ	°	Anströmwinkel des Schaufelmodells
ϵ_{Dt}	m ² /s	Turbulente Austauschgröße für den Stoffübergang
ϵ_{qt}	m ² /s	Turbulente Austauschgröße für den Wärmeübergang
$\epsilon_{\tau t}$	m ² /s	Kinematische Wirbelviskosität
ζ	-	Druckverlustkoeffizient
η	-	Filmkühleffektivität
θ	°C	Temperatur
λ	W/(mK)	Wärmeleitfähigkeit
ν	m ² /s	Kinematische Viskosität
ξ	-	Auflösungsfähigkeit
ρ	kg/m ³	Dichte
σ	-	Standardabweichung
ϕ	°	Lateralwinkel der Filmkühlbohrung
ψ	°	Winkel zwischen Radial- und Tangentialgeschwindigkeit

Symbol	Einheit	Bezeichnung
Γ	-	Korrelationsfunktion zwischen Grauwert und η_{AW}
Δ	-	Differenz
Θ	m	Profildicke
Λ	-	Unsicherheit
Υ	m	Sehnenlänge, bzw. Profiltiefe des Schaufelmodells
Φ	-	Gesamt-Kühleffektivität
Ψ	-	Sicherheitsfaktor für die Pufferbreitenbestimmung
Ω	-	Güte der gewichteten Mittelung

Indizes

Symbol	Bezeichnung
<i>abs</i>	Absolut
<i>ax</i>	Axial
<i>cool</i>	Sekundär- oder Kühlluft (<i>coolant</i>)
<i>d</i>	Bezogen auf den Zyklonkanaldurchmesser
<i>dyn</i>	Dynamisch
<i>ext</i>	Extern
<i>fc</i>	Filmkühlung (<i>film cooling</i>)
<i>geo</i>	Geometrisch
<i>grenz</i>	Grenzwert
<i>i</i>	Laufvariable
<i>in</i>	Einströmung
<i>iso</i>	Isoenergetisch
<i>j</i>	Einzelexperiment-, bzw. Samplenummer
<i>l</i>	Lateral
<i>k</i>	Anzahl der Einzelunsicherheiten
<i>lok</i>	Lokal
<i>max</i>	Maximal
<i>mess</i>	Gemessen
<i>n</i>	Experiment-, bzw. Sampleanzahl
<i>nenn</i>	Nennwert
<i>out</i>	Ausströmung
<i>pl</i>	Plenum
<i>pyr</i>	Pyramide
<i>rad</i>	Radial

Symbol	Bezeichnung
<i>rel</i>	Relativ
<i>sat</i>	Gesättigt
<i>stat</i>	Statisch
<i>t</i>	Turbulent
<i>tan</i>	Tangential
<i>tot</i>	Total
<i>xy</i>	In der <i>xy</i> -Ebene
<i>xz</i>	In der <i>xz</i> -Ebene
<i>AW</i>	Adiabate Wand
<i>B1, B2</i>	Begrenzungen des Übergangsbereichs \ddot{B}
<i>D</i>	Bezogen auf den Filmkühlbohrungsdurchmesser
<i>DE</i>	Drallerzeugerbohrung
<i>FKB</i>	Filmkühlbohrung
<i>H</i>	Bezogen auf die Modellschaufelhöhe, bzw. -Spannweite
<i>IW</i>	Impermeable Wand
<i>L1-L3</i>	Loch Nr. 1 bis Nr. 3
<i>L1-L7</i>	Loch Nr. 1 bis Nr. 7
<i>MS</i>	Mittelschnitt, entlang $z = 0$
Υ	Bezogen auf die Modellschaufeltiefe, bzw. -Sehnenlänge
<i>W</i>	Wand
<i>0</i>	Umgebung
∞	Hauptströmung
<i>14D</i>	Bis 14 Lochdurchmesser stromab

Abkürzungen und chemische Symbole

Symbol	Bezeichnung
dpi	Punkte pro Zoll (<i>dots per inch</i>)
BLR	Filmkühlbohrlochreihe(n)
CAD	Rechnerunterstützter Entwurf (<i>computer aided design</i>)
CCA	Hitzdraht-Anemometrie (<i>constant-current anemometry</i>)
CCD	Ladungsgekoppelte Halbleitervorrichtung (<i>charge-coupled device</i>)
CTA	Hitzdraht-Anemometrie (<i>constant-temperature anemometry</i>)
DC	Durchflussgrad (<i>discharge coefficient</i>)
DE	Drallerzeuger
FKA	Filmkühlabnahme

Symbol	Bezeichnung
HDR	Hoher Dynamikumfang (<i>high dynamic range</i>)
PIV	Teilchenbildgeschwindigkeitsmessung (<i>particle image velocimetry</i>)
PT100	Widerstandsthermometer (100 Ω)
Re	Reynolds
SFC	Schubspezifischer Treibstoff-Verbrauch (<i>specific fuel consumption</i>)
TET	Turbineneintrittstemperatur
ThE	Thermoelement
UV	Ultraviolett
\varnothing	Durchmesser
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
H ₂ O	Wasser
NH ₃	Ammoniak

Operatoren und diakritische Zeichen

Symbol	Bezeichnung
\approx	Ungefähr gleich
\equiv	Definitionsgemäß gleich
$\hat{=}$	Entspricht
\forall	Allquantor (für alle ...)
\in	Element aus
$\frac{d}{dx}$	Differentialoperator
$f(x)$	Funktion von x
$f^{-1}(x)$	Umkehrfunktion von x
\bar{x}	Mittelwert von x
$\overline{\bar{x}}$	Flächiger Mittelwert von x
\hat{x}	Dimensionsloses x
\check{x}	Bereich x

Konfigurationsbenennungen

Symbol	Bezeichnung
oo1	Referenzkonfiguration, ohne Drall, eine BLR
bp1	Doppelschlitz-DE, positive Drallrichtung, eine BLR
bn1	Doppelschlitz-DE, negative Drallrichtung, eine BLR

Symbol	Bezeichnung
rp1	DE mit tangentialen Bohrungen, positive Drallrichtung, eine BLR
rn1	DE mit tangentialen Bohrungen, negative Drallrichtung, eine BLR
oo2a, oo2b	Referenzkonfiguration, ohne Drall, zwei BLR, Seite a und b
bp2	Doppelschlitz-DE, positive Drallrichtung, zwei BLR
bn2	Doppelschlitz-DE, negative Drallrichtung, zwei BLR
rp2	DE mit tangentialen Bohrungen, positive Drallrichtung, zwei BLR
rn2	DE mit tangentialen Bohrungen, negative Drallrichtung, zwei BLR

Abbildungsverzeichnis

1.1	Die Entwicklung der Turbineneintrittstemperatur (nach [6] und [7]) . .	2
1.2	Beispiel des Kühlsystems einer Turbinenschaufel (aus [7])	3
1.3	Schematische Übersicht zur Vorgehensweise	5
2.1	Kühlmethoden der Turbinenschaufelwand (nach [8])	7
2.2	Aktuelle Turbinenschaufel mit internen Kühlkonzepten (nach [17]) . .	9
2.3	Geometrien aus der Zyklonkühlungsforschung ([26, 27, 28, 29, 30]) . .	10
2.4	Tangentialgeschwindigkeiten im Zyklonkanal (nach [40])	12
2.5	Wärmeübergangserhöhung durch Einströmen in Bohrungen (aus [46]) .	13
2.6	Strömungsstruktur bei zwei Absaugbohrungen (aus [48])	14
2.7	Entwicklung der Filmkühl-Bohrungsgeometrien (nach [54])	17
2.8	Die in [81] vermessenen Sekundärluftzuströmungen	20
2.9	Aufbau zur Vermessung der 90°-Querzuströmung (aus [93])	22
2.10	Verteilung von η_{AW} bei 90°-Querzuströmung (nach [93])	23
2.11	Zuströmbeeinflussung von Filmkühlbohrungen (aus [101])	24
2.12	Interne Prallstrahl- Drallströmungskonfiguration (nach [102])	25
3.1	Kalibriereinheit (nach [116])	34
3.2	Belichtungsreihe eines Objekts	35
3.3	Dynamikbereich eines Objekts und einzelner Bilder	36
3.4	HDR-Zusammenführung einer Belichtungsreihe	36
3.5	Zwei Korrelationsfunktionen Γ und deren Gradienten ξ	37
3.6	Mittelpunktsbestimmung einer Bohrlochellipse	39
3.7	Wichtungsfaktorskalierung zur Unterdrückung des Sättigungseffekts . .	41
3.8	Die Auswirkungen der Staubfilterung	43
3.9	Die Korrelationsfunktionen und $\eta_{AW,MS}$ auf dem Mittelschnitt	44
3.10	Die Verteilungen von $\eta_{AW,j}$ und W_j sowie des resultierenden η_{AW}	45
3.11	Aufbau (nach [123]) und Auswertung einer PIV-Messung	46
4.1	Die verschiedenen Drallerzeuger-Konfigurationen	49
4.2	Positionierung der Filmkühlbohrungen (nach [106])	50
4.3	Koordinatensystem des Schaufelmodells und Messbereiche	52
4.4	Cp-Verlauf entlang der Oberfläche des Schaufelmodells	53

4.5	Integration von Filmkühlgeometrie und DE im Schaufelmodell	54
4.6	Schematische Konfigurationsübersicht	55
4.7	Der Zyklon-Filmkühlprüfstand (schematische Darstellung)	59
4.8	Histogramm aller aufgezeichneten Hauptstrom-Re-Zahlen	63
4.9	Vermessung der Hauptströmungsqualität	66
4.10	Die Sekundärluft-Konzentrationsverteilung der Kalibriereinheit	68
4.11	Prallstrahlapparatur zur Vermessung der Austrittskonzentrationen	69
4.12	Entmischung der Sekundärluft aufgrund der Zyklonströmung	69
4.13	Vergleich einer hiesigen Messung zu Literaturwerten	70
4.14	Vermessung des axialen dynamischen Drucks am Bohrungsaustritt	71
4.15	Ausschnitt des Rechengitters für die numerischen Simulationen	73
4.16	Vermessung der Strömung im Zyklonkanal	74
4.17	Vermessung des Filmkühlbohrungsteilungs-Einfluss	77
5.1	Flächig gemittelte, adiabate Filmkühleffektivität	81
5.2	Längsschnitt $y/d = 0$, w/w_{max} bei bp0 , $FKA = 0\%$	82
5.3	Längsschnitt $y/d = 0$, w/w_{max} bei bp1 , $FKA = 20\%, 50\%, 100\%$	83
5.4	Linienschnitte w/w_{max} bei bp1 , bn1 , $y/d = 0$ und $z/d = 5$, bzw. 12	85
5.5	Linienschnitte $u_{tan}/u_{tan,max}$ bei bp1 , bn1 , $y/d = 0$ und $z/d = 5, 12$	85
5.6	u_{tan} entlang z/d , bei bp1 und verschiedenen FKA -Werten	86
5.7	Längsschnitt $y/d = 0$, $u_{tan}/u_{tan,max}$, bp0 , $FKA = 0\%$	87
5.8	Längsschnitt $y/d = 0$, $u_{tan}/u_{tan,max}$, bp1 , $FKA = 20\%, 50\%, 100\%$	88
5.9	Drallzahlverläufe	90
5.10	u_{abs} entlang z/d , bei bp1 und verschiedenen FKA -Werten	92
5.11	Helixstrukturen im Zyklonkanal ohne Filmkühlbohrungen	94
5.12	ψ im Querschnitt direkt stromauf des Bohrlochs Nr. 4 (bp1)	95
5.13	ψ im Querschnitt direkt stromauf des Bohrlochs Nr. 4 (bn1)	96
5.14	ψ auf einem abgewinkelten Zylinder bei 90 % des Zyklonkanalradius	97
5.15	Bohrlochinterne Strömung: $M = 0,6$, bp1 , bn1 und Loch Nr. 4	99
5.16	Bohrlochinterne Strömung, $FKA = 20\%$ bp1 und Loch Nr. 1, 4, 7	100
5.17	Verteilung von \overline{m} , bei $M = 0,6$, bzw. 1,0 und $FKA = 20\%$, bzw. 50 %	102
5.18	Verteilungen von η_{AW} und $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ für $M = 0,6$, Loch Nr. 4	103
5.19	Verteilungen von η_{AW} und $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ für $M = 1,0$, Loch Nr. 4	104
5.20	Wirbelsysteme, Auswirkung eines asym. Geschwindigkeitsprofils	105
5.21	$\overline{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ für oo1 , bp1 , bn1 , $M = 0,6, 1,0$ und $FKA = 20\%, 50\%$	107
5.22	Ursprung des Knicks in $\overline{\eta}_{AW,l,L1-L7}$	108
5.23	Verteilung von $\overline{\eta}_{AW,14D}$ über \overline{m}	110
5.24	Filmbildung bei $P/D = 2$, Verteilung von η_{AW}	111
5.25	$\overline{\eta}_{AW,l,L1-L3}$ bei $P/D = 2$, oo1 , bp1 , bn1 und $P/D = 5$, bp1 , bn1	112

5.26	Ma auf abgewickeltem Zylinder bei 90 % des Zyklonkanalradius	114
5.27	Bohrlochinterne Strömung: $M = 0,6$, rp1 , rn1 und Loch Nr. 4	115
5.28	Bohrlochinterne Strömung, $0,6/20\%$ rp1 , rn1 und Loch Nr. 1, 4, 7	116
5.29	Verteilung von \overline{m} , bei $M = 0,6$, bzw. $1,0$ und $FKA = 20\%$, bzw. 50%	117
5.30	Verteilungen von η_{AW} und $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ für $M = 0,6$, Loch Nr. 4	118
5.31	Verteilungen von η_{AW} und $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ für $M = 1,0$, Loch Nr. 4	119
5.32	$\overline{\eta}_{AW,L1-L7}$ für $M = 0,6$, $1,0$ und $FKA = 20\%$, 50%	121
5.33	Verteilung von $\overline{\eta}_{AW,14D}$ über \overline{m}	122
5.34	η_{AW} und $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ für $0,8/50\%$, Loch Nr. 4 und 2 BLR	123
5.35	Verteilung von \overline{m} , bei $M = 0,8$ und $FKA = 35\%$, bzw. 50% , 2 BLR	124
5.36	Relative statische Druckdifferenzen über die Filmkühlbohrungen	127
5.37	$\overline{\eta}_{AW,L1-L7}$ für die Konfigurationen mit zwei BLR bei $M = 0,8$	129
5.38	Verteilung von $\overline{\eta}_{AW,14D}$ über \overline{m} , bei zwei BLR	131
5.39	$\overline{\eta}_{AW,14D}$ für alle vermessenen Konfigurationen und Betriebspunkte	133
5.40	Zusätzliche Druckverlustkoeffizienten	137
A.1	CAD-Modell des Zyklon-Filmkühlprüfstands	164
A.2	Foto der Messstrecke mit eingebautem Schaufelmodell	164
A.3	Der Zyklon-Filmkühlprüfstand im Detail incl. Sensorpositionen	165
A.4	Die PIV-Vermessung der Strömung im Zyklonkanal	170
A.5	Der PIV-Prüfstands Aufbau und die Messebenen	171
A.6	Helixstrukturen im Zyklonkanal (bp1)	172
A.7	Helixstrukturen im Zyklonkanal (bn1)	173
A.8	Vergleich Numerik und PIV: ψ bei 90 % des Zyklonkanalradius (bp1)	174
A.9	Vergleich Numerik und PIV: ψ bei 90 % des Zyklonkanalradius (bn1)	175
A.10	U_{abs} auf Zylinder bei 90 % des Zyklonkanalradius „bottom“-DE	176
A.11	U_{abs} auf Zylinder bei 90 % des Zyklonkanalradius „rear“-DE	177
A.12	Ablöseblasen, $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ für $FKA = 20\%$, 35% , bei Loch Nr. 4	178
A.13	Ablöseblasen, $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ für $FKA = 50\%$, bei Loch Nr. 4	179
A.14	Vergleich $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ zwischen Messung und Numerik, bei bp1	180
A.15	Vergleich $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ zwischen Messung und Numerik, bei bn1	181
A.16	Vergleich $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ zwischen Messung und Numerik, bei rp1	182
A.17	Vergleich $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ zwischen Messung und Numerik, bei rn1	183
A.18	Verteilung von \overline{m} für alle Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe	184
A.19	Verteilung von \overline{m} für die Konfigurationen mit zwei Bohrlochreihen	185
A.20	Verteilung von m im Bohrloch bei $M = 0,6$, bzw. $0,8$ und einer BLR	186
A.21	Verteilung von m im Bohrloch bei $M = 0,6$, bzw. $0,8$ und zwei BLR	187
A.22	Verteilung von m im Bohrloch bei $M = 1,0$, bzw. $1,2$ und einer BLR	188

A.23	Verteilung von m im Bohrloch bei $M = 1,0$ und zwei BLR	189
A.24	η_{AW} und $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ für $FKA = 20\%$ (23 %), 35 %, 1 BLR und Loch Nr. 4	190
A.25	η_{AW} und $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ für $FKA = 50\%$, 1 BLR und Loch Nr. 4	191
A.26	η_{AW} und $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ für $FKA = 35\%$, 2 BLR und Loch Nr. 4	192
A.27	η_{AW} und $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ für $FKA = 50\%$, 2 BLR und Loch Nr. 4	193
A.28	$\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ für die Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe	194
A.29	$\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ für die Konfigurationen mit zwei Bohrlochreihen	195
A.30	Verteilung von $\bar{\eta}_{AW,14D}$ über \bar{m} , bei einer Bohrlochreihe	196
A.31	Verteilung von $\bar{\eta}_{AW,14D}$ über \bar{m} , bei zwei Bohrlochreihen	197
A.32	η_{AW} aller Bohrungen bei 1 BLR und $M = 0,6$	198
A.33	η_{AW} aller Bohrungen bei 2 BLR und $M = 0,6$	199
A.34	η_{AW} aller Bohrungen bei 1 BLR und $M = 0,8$	200
A.35	η_{AW} aller Bohrungen bei 2 BLR und $M = 0,8$	201
A.36	η_{AW} aller Bohrungen bei 1 BLR und $M = 1,0$	202
A.37	η_{AW} aller Bohrungen bei 2 BLR und $M = 1,0$	203
A.38	η_{AW} aller Bohrungen bei 1 BLR und $M = 1,2$	204

Tabellenverzeichnis

4.1	Filmkühlgeometriedaten	51
4.2	Massenstromgemittelte Zuström-Re-Zahlen der Sekundärluft	57
4.3	Relative Messunsicherheit der globalen Ausblaserate M	63
4.4	Relative Messunsicherheit der globalen Filmkühlabnahme FKA	63
4.5	Filmkühlgeometriedaten der Bohrungsteilungseinfluss-Vermessung	78
4.6	Relative Messunsicherheiten der Betriebspunkte (Filmbildung)	79
7.1	Abschätzung der Auswirkung der Zyklonkühlung auf den SFC	147
A.1	Profilkoordinaten des Turbinenschaufelmodells (aus [111])	163
A.2	Max. zul. Sensorfehler des Differenzdruckaufnehmers	166
A.3	Maximaler Fehler der Temperaturerfassung (ohne Kalibrierung)	167



1 Einleitung

Die Zahlen der geflogenen Passagier- und Frachtkilometer in der zivilen Luftfahrt pro Jahr steigen trotz zwischenzeitlicher Wirtschaftskrisen beinahe ungebrems an. Weltweit prognostiziert Airbus im Jahre 2010 (Werte in Klammern: Prognose aus 2009) eine durchschnittliche jährliche Wachstumsrate bis zum Jahre 2029 von 4,8% (4,7%) im Passagier- und von 5,9% (5,2%) im Frachtbereich, siehe AIRBUS [1, 2]. Neben Problemen wie der Koordination des wachsenden Luftverkehrs, Kapazitätsengpässen auf Flughäfen und in Lufträumen, steigende Lärmemissionen, ist auch das immer stärker werdende Bewusstsein zu nachhaltigem Umgang mit Energieressourcen in der Luftfahrtindustrie ein viel diskutiertes Thema.

Verschiedenste Forschungs- und Entwicklungsprogramme haben das Ziel, die Treibstoffeffizienz von Flugzeugen zu steigern, denn auch in ökonomischer Hinsicht fordern steigende Rohölpreise eine ständige Weiterentwicklung hin zu mehr Wirtschaftlichkeit. Neben der längerfristigen Entwicklung neuer Flugzeuggesamtkonzepte steht momentan die Optimierung der Aerodynamik aktueller Flugzeugkonfigurationen, der Zelle, der verwendeten Materialien, und natürlich auch der Triebwerke im Vordergrund.

Hinsichtlich der Triebwerke konzentrieren sich die Forderungen nach einer Senkung der Lärmemissionen einerseits und einer Reduktion des Schadstoffausstoßes sowie des schubspezifischen Treibstoff-Verbrauchs („*specific fuel consumption*“, SFC) andererseits. Um das Ziel der Effizienzsteigerung in Bezug auf den Treibstoffverbrauch zu erreichen, muss der Gesamtwirkungsgrad des Triebwerks gesteigert werden. Dies kann unter anderem durch die Verbesserung der einzelnen Komponenteneffizienzen, oder durch geschickte Anhebung der beiden Kreisprozessgrößen Verdichterdruckverhältnis und Turbineneintrittstemperatur (TET) erreicht werden (siehe GMELIN et al. [3], HENNECKE [4], WILCOCK et al. [5]).

In Abbildung 1.1 ist die zeitliche Entwicklung der TET sowie der zulässigen Metalltemperatur der thermisch hoch belasteten Teile, z. B. der direkt stromab der Brennkammer positionierten Turbinenschaufeln, dargestellt. Die Steigerung der TET über die zulässige Bauteiltemperatur ist nur mit aktiver Kühlung möglich. Jedoch bringt diese Kühlung einige Nachteile mit sich.

Der Kühlluftbedarf bei Flugtriebwerken sowie auch bei stationären Gasturbinen liegt momentan bei ca. 10 - 12 % des gesamten vom Verdichter angesaugten Luft-

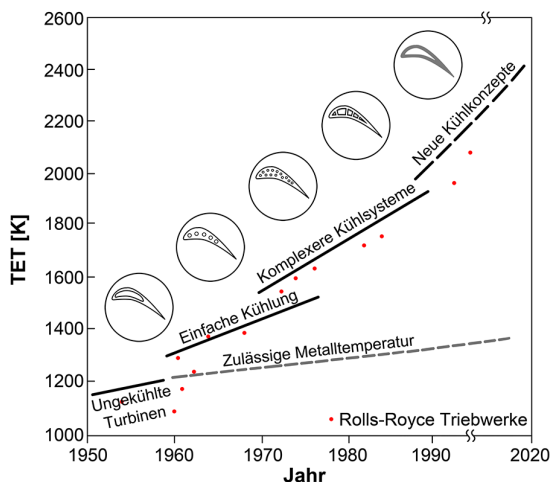


Abbildung 1.1: Die Entwicklung der Turbineneintrittstemperatur (TET) über die Jahre, mit Beispielen von Turbinenschaufel-Kühlungskonzepten und existierenden Triebwerken (nach [6] und [7])

massenstroms (BRÄUNLING [8], LECHNER UND SEUME [9]). Rund die Hälfte dieses Kühlluftmassenstroms wird alleine zur Kühlung der ersten Turbinenstufe aufgewendet, da direkt stromab der Brennkammer die Heißgastemperaturen und somit auch die Wärmebelastung am größten sind. Diese zur Kühlung notwendige Luft wird stromab des Verdichters vom Hauptmassenstrom abgezweigt, an der Brennkammer vorbei geleitet und in der Turbine wieder zugeführt. So nimmt dieser Luftanteil nicht am Verbrennungsprozess teil und nur ein geringer Anteil der Arbeit, welche durch den Verdichter zur Druckerhöhung aufgebracht wurde, kann wieder genutzt werden. Zusätzlich entstehen durch die Kühlung aerodynamische Verluste bzw. Mischungsverluste. Eine Reduktion des Kühlluftmassenstroms ist somit anzustreben.

Durch die Anhebung des Verdichterdruckverhältnisses wird zudem die Temperatur der Kühlluft gesteigert. Ihr Kühlpotenzial wird entsprechend geringer. Somit wachsen die Anforderungen an die Kühlung weiter, um die Lebensdauer der thermisch hoch belasteten Komponenten trotz möglichst geringem Kühlluftanteil gewährleisten zu können. Dies ist nur durch eine Effizienzsteigerung und Weiterentwicklung des Kühlsystems möglich.

Heutzutage ist die Kühlung von Turbinenschaufeln durch ein komplexes Zusammenspiel verschiedenster Innenkühlungskonzepte sowie der externen Filmkühlung

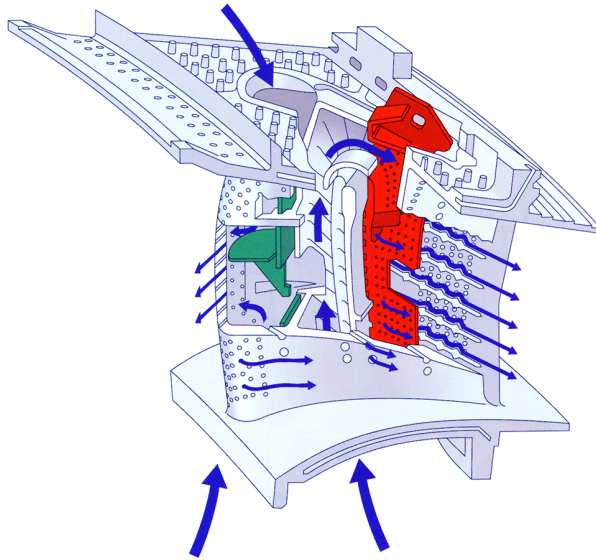


Abbildung 1.2: Beispiel des Kühlsystems einer Turbinenschaufel (aus [7])

realisiert (siehe Abbildung 1.2). Hieraus wird deutlich, dass der Fertigungsaufwand einer solch komplizierten, mehrteiligen Geometrie nicht zu unterschätzen ist. Ziel ist also auch eine möglichst einfache Kühlungsgeometrie.

Eine nur vereinzelt in Flugtriebwerken oder Gasturbinen eingesetzte Methode der Turbinenschaufelkühlung mit einer vergleichsweise einfach herzustellenden Geometrie ist die sogenannte Zyklonkühlung. Diese Kühlmethode basiert auf der Erhöhung des internen, konvektiven Wärmeübergangs durch einen der Kühlluftströmung aufgeprägten Drall. Sie könnte zum Beispiel im thermisch höchst belasteten Bereich der Turbinenschaufelvorderkante zum Einsatz kommen.

Wird zur Methode der Zyklonkühlung zusätzlich auch Filmkühlung eingesetzt, muss ein Augenmerk auf die gegenseitige Beeinflussung der beiden Kühlmethoden gelegt werden. Die komplexen internen Strömungsphänomene der Zyklonkühlung können die Filmkühlung direkt beeinflussen und möglicherweise die Filmkühlwirkung stark reduzieren. Somit können im schlimmsten Fall die Vorteile eines erhöhten internen Wärmeübergangs durch eine schlechtere Isolation gegenüber dem Hauptstrom zunichte gemacht werden. Ein Verständnis für die grundlegenden Effekte der Kombination aus interner Zyklonkühlung und externer Filmkühlung aufzubauen, ist für den industriellen Einsatz unerlässlich und bildet die Motivation dieser Arbeit.

1.1 Zielsetzung der Arbeit

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, die Auswirkungen des internen Zyklon-Turbinenschaufel-Kühlkonzepts auf die Filmkühlung bei kombinierter Anwendung zu untersuchen und die auftretenden Phänomene und Mechanismen darzustellen und zu erklären.

Um grundlegende Phänomene untersuchen zu können, wird hier auf ein vereinfachtes Modell eines Zyklon-Kühlkanals (Kreiszyylinder) und ein vereinfachtes Turbinenschaufelmodell (symmetrische, zweidimensionale Profilgeometrie) zurückgegriffen. Zwei verschiedene Drallerzeuger-Arten werden untersucht, wobei beide ein hohes Realisierungspotenzial in einer realen Turbinenschaufel aufweisen. Als Referenz wird jeweils die identische Konfiguration verwendet, welche jedoch mit einer geraden Durchströmung des Zyklonrohres, ohne internen Drall, betrieben wird.

Um die Auswirkung der internen Zyklonkühlung auf die Filmkühlung einer Turbinenschaufel zu untersuchen, können verschiedenste Aspekte betrachtet werden. Hier wird die Untersuchung in mehrere Schritte unterteilt und folgende Vorgehensweise gewählt, wobei der Hauptschwerpunkt auf dem ersten Punkt liegen soll:

- Vermessung der örtlich hochaufgelösten Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität auf der Oberfläche des Turbinenschaufelmodells bei den verschiedenen internen Drallerzeugern und Drallrichtungen (siehe Abbildung 1.3(a))
- Vermessung der axialen Geschwindigkeitsverteilung an den Filmkühlbohrlochaustritten bei den verschiedenen Konfigurationen (Abbildung 1.3(b))
- Numerische Simulation der Strömungsform innerhalb der Filmkühlbohrungen bei den zu untersuchenden internen Zyklonströmungen (Abbildung 1.3(c))
- Vermessung des Strömungsfeldes im Zyklonkanal ohne und mit abgeführtem Filmkühlmassenstrom (Abbildung 1.3(d))

Mit dieser Auswahl an Messungen und Simulationen wird es möglich, ausgehend von der Symptomatik der Filmkühleffektivität bei interner Zyklonströmung, den Ursprüngen der auftretenden Veränderungen auf den Grund zu gehen.

Um die auftretenden Effekte der Filmkühlung in einem ersten Schritt isoliert als Einzelstrahlen und nicht überlagert mit weiteren Phänomenen aufgrund eines geschlossenen Kühlfilms betrachten zu können, werden obige Untersuchungen mit vergleichsweise großen Abständen zwischen den Filmkühlbohrungen durchgeführt. Um eine Aussage über das Kühlfilmverhalten bei interner Zyklonströmung treffen zu

können, werden zusätzlich Messungen adiabater Filmkühleffektivität mit variabler Bohrungsteilung durchgeführt (Abbildung 1.3(e)).

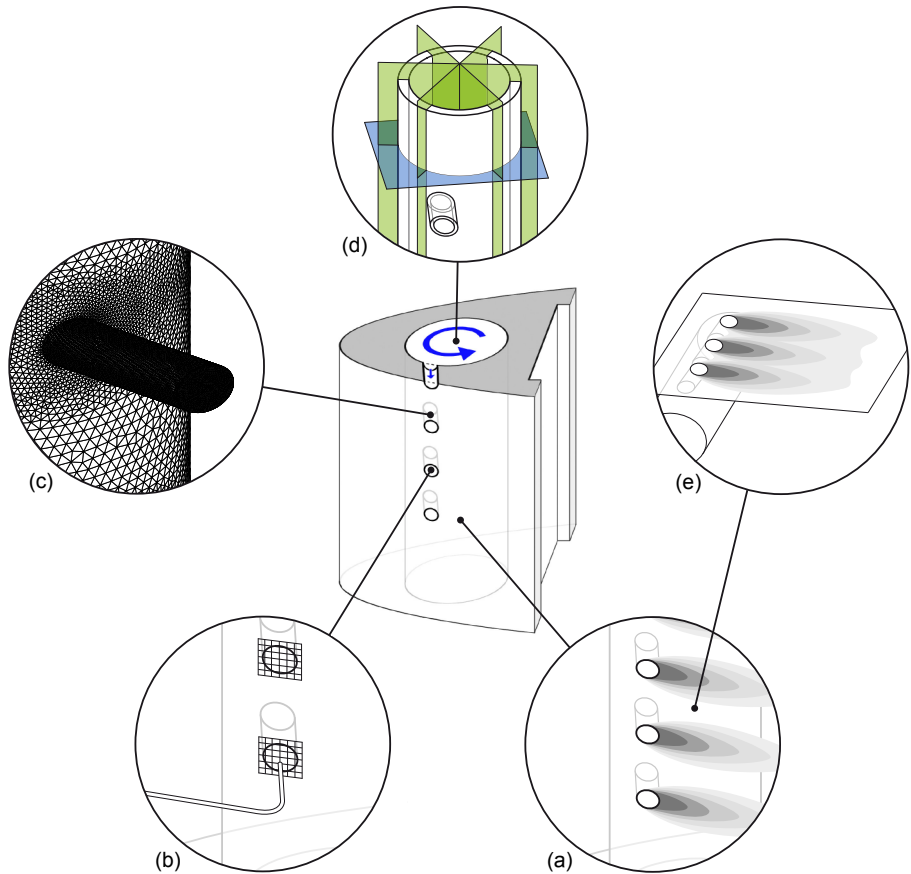


Abbildung 1.3: Schematische Übersicht zur Vorgehensweise: (a) Adiabate Filmkühleffektivität auf der Modellschaufeloberfläche (Ammoniak-Diazo), (b) Verteilung des dynamischen Drucks an den Bohrlochaustritten (Pitot-Rohr), (c) Strömungsfeld in den Bohrlöchern (Numerik), (d) Strömungsfeld des internen Zyklons (PIV), (e) Adiabate Filmkühleffektivität an der ebenen Platte bei variablem Bohrlochabstand (Ammoniak-Diazo)

Die vorliegende Arbeit ist folgendermaßen gegliedert:

Kapitel 1: Einleitung

Hier wird die allgemeine Problemstellung, bzw. die Motivation der Arbeit erläutert.

Kapitel 2: Stand der Forschung

Dieses Kapitel gibt einen Einblick in die grundlegenden Mechanismen der Zyklonkühlung sowie der Filmkühlung. Hervorgehoben betrachtet werden hier die Auswirkungen interner Strömungen auf die Filmkühlung.

Kapitel 3: Mess- und Auswerteverfahren

Das verwendete Messverfahren zur Bestimmung der adiabaten Filmkühleffektivität und dessen Weiterentwicklung hinsichtlich des Auswerteverfahrens wird in diesem Kapitel beschrieben.

Kapitel 4: Versuchsprogramm und Aufbauten

Hier werden die verwendeten Geometrien, Betriebspunkte und Prüfstände im Detail erläutert.

Kapitel 5: Ergebnisse und Diskussion

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse dargestellt, diskutiert und Schlussfolgerungen für auftretende Phänomene gezogen.

Kapitel 6: Zusammenfassung

Die wichtigsten Ergebnisse werden hier in Kurzform vorgestellt.

Kapitel 7: Ausblick

Weiterführende Forschungsansätze zur Methode der Zyklon-Filmkühlung werden in diesem Kapitel beschrieben.

Weitere ausführliche Untersuchungen im direkten Forschungsverbund zur Methode der Zyklonkühlung sind in den folgenden beiden Dissertationen zu den Themen

- Rotationseinfluss auf die Zyklonkühlung (WINTER [10])
- Numerische Modellierung der Zyklonkühlung (KOBIELA [11])

zu finden.

2 Stand der Forschung

Um die über die Jahre ansteigenden Turbineneintrittstemperaturen zu überstehen (heutzutage werden bei zivilen Triebwerken TETs von rund 2000 K erreicht), unterliegen die Kühlungskonzepte der Turbinenschaufeln zwangsläufig einer steten Weiterentwicklung. Generell kann bei der Turbinenschaufelkühlung zwischen aktiver und passiver Kühlung unterschieden werden. Die aktive Kühlung wird wiederum unterteilt in die Gruppen interne, konvektive Kühlung und externe Filmkühlung (siehe Abbildung 2.1).

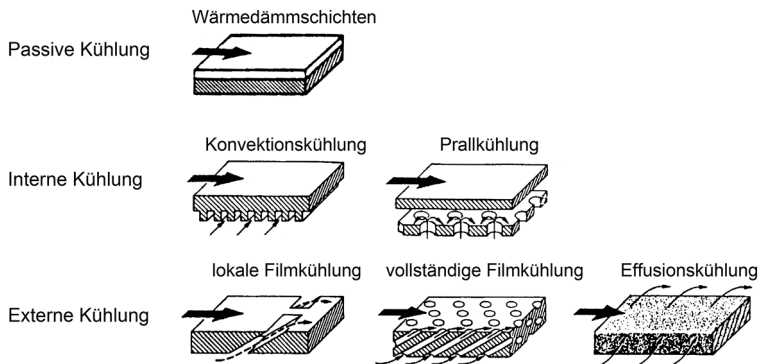


Abbildung 2.1: Kühlmethode der Turbinenschaufelwand (nach [8])

Wird die Schaufel intern mit Kühlluft aktiv gekühlt, kann aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit von auf die Turbinenschaufeloberfläche aufgedampften Wärmedämmschichten (z. B. Zirkondioxid, siehe BLANDIN [12]) eine Reduktion der Metalltemperatur ohne Erhöhung des Kühlluftmassenstroms mit dieser zusätzlichen Art der Kühlung erreicht werden (siehe u. a. auch LECHNER UND SEUME [9], HASS [13]). Interne Kühlmethode haben zum Ziel, möglichst viel Wärme von der Schaufelwand an die Kühlluft abzugeben und so die Temperatur der Turbinenschaufel zu senken. Hier sind somit hohe Wärmeübergänge im Innern der Schaufel wichtig. Verschiedene Ansätze hierzu, unter anderem auch die Zyklonkühlung, werden in Abschnitt 2.1 vorgestellt. Um die Turbinenschaufeloberfläche gegenüber dem Heißgas

zu schützen und um die Oberfläche gleichzeitig zu kühlen, wird durch Bohrungen Kühlluft ausgeblasen, wodurch sich ein Isolierfilm bildet. Viele verschiedene Faktoren sind hier zu beachten, welche die Güte dieser Isolierung beeinflussen (siehe Abschnitt 2.2). Der ideale Kühlfilm kann mit Hilfe der Effusionskühlung erreicht werden. Hierbei gelangt die Kühlluft durch poröses Material homogen verteilt auf die Oberfläche. Veröffentlichungen zu dieser Kühlmethode sind vergleichsweise früh zu finden. Eine Abschätzung der Leistungsfähigkeit dieser Kühlmethode wird zum Beispiel in SCHOLZ UND HENNECKE [14] gegeben. Trotzdem ist diese Methode noch nicht in Triebwerken im Einsatz. Dies ist einerseits aufgrund der Verstopfungsgefahr der porösen Kanäle durch Partikel in der Kühlluft der Fall, und andererseits sind die Materialien, welche trotz ihres porösen Aufbaus eine genügend hohe Festigkeit aufweisen und herstellbar sein müssen, trotz intensiver Forschung noch nicht weit genug entwickelt. Es gibt viele Ansätze, um diese Nachteile zu umgehen. Zum Beispiel wird in NATSUI et al. [15] die Beeinflussung eines porösen Streifens mit Effusionskühlung auf die kombinierte Filmkühlung bei unterschiedlicher Positionierung untersucht.

2.1 Interne Kühlkonzepte

Mittels Kühlluft wird die heiße Turbinenschaufelwand aktiv von Innen gekühlt. Die ersten in Triebwerken eingesetzten internen Kühlmethoden werden aufgrund der einfachen Herstellbarkeit als axial durchströmte, zylindrische Kühlkanäle ausgebildet. Mit der Zeit und verbesserten Herstellungsmethoden werden weitere Kühlkonzepte eingesetzt, um den internen Wärmeübergang von der heißen Turbinenschaufelwand auf die Kühlluft zu erhöhen. Hierfür kommen heutzutage meistens mäanderförmige Kanäle mit Rippen sowie die Prallkühlung zum Einsatz (siehe Abbildung 2.2 sowie HAN UND DUTTA [16, 17], LEE [18]).

Rippen vergrößern einerseits die zu kühlende Oberfläche und steigern andererseits die Turbulenz der Kühlluft, bzw. rufen Sekundärströmungen hervor, was zu Steigerungen im Wärmeübergang führt (siehe SCHUBERT [19]). Je nach Anordnung und Winkel der Rippen im Kühlkanal werden unterschiedliche Wärmeübergangskoeffizienten erreicht (siehe z. B. HAN et al. [6]). Aus diesem Grund sind verschiedenste Rippen-Anordnungen heutzutage noch immer in vielen Publikationen vertreten (z. B. KHALATOV et al. [20]). Zusätzlich wird in RATHJEN [21] der Effekt der Rotation auf die berippten Kanäle untersucht.

„Pin-fins“ sind meist zylindrische Verbindungen zwischen zwei Wänden und besitzen im Bezug auf die Kühlwirkung eine ähnliche Funktionsweise wie Rippen. Sie werden

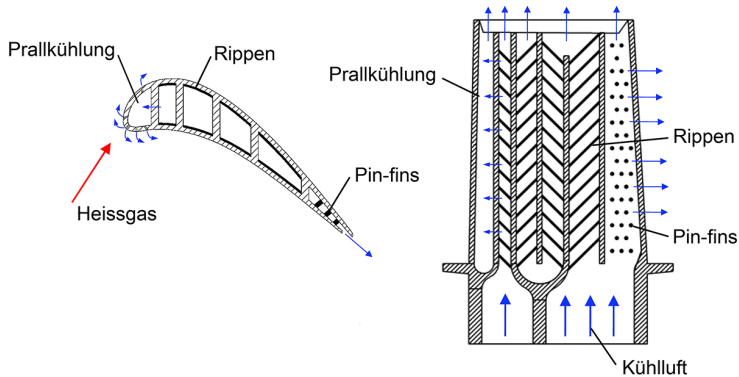


Abbildung 2.2: Aktuelle Turbinenschaufel im Schnitt mit internen Kühlkonzepten (nach [17])

zum Beispiel im Hinterkantenbereich einer Turbinenschaufel eingesetzt, da hier der Kühlkanal sehr schmal wird. Wirbelbildungen stromauf sowie stromab der Zylinder mit Grenzschichtablösungen erhöhen die Turbulenz und den Wärmeübergangskoeffizient (siehe z. B. OSTANEK UND THOLE [22]). Gleichzeitig wird auch die kühlbare Oberfläche vergrößert.

Bei der Methode der Prallkühlung werden einzelne Kühlluftstrahlen direkt auf die zu kühlende Wand gerichtet. Der Wärmeübergang im Zentrum des aufprallenden Strahls kann hiermit stark erhöht werden (siehe z. B. HAN UND GOLDSTEIN [23]). Sind mehrere solcher Prallstrahlen nebeneinander angeordnet, kann diese Kühlmethode flächig eingesetzt werden. Hierbei entstehen zusätzliche Querströmungskomponenten, welche wiederum, je nach Anordnung und Stärke, einen Einfluss auf die Kühlung ausüben können (siehe z. B. WEIGAND UND SPRING [24]).

2.1.1 Zyklonkühlung

Bei der Zyklonkühlung wird die Kühlluft drallförmig in die Kühlkanäle der Turbinenschaufel geleitet. Sie nutzt die Wärmeübergangssteigerung durch eine zusätzliche Geschwindigkeitskomponente in Umfangsrichtung.

Verschiedenste Methoden werden eingesetzt, um eine Zyklonströmung in einem zylindrischen Rohr zu erzeugen. Einerseits bieten sich tangentielle Schlitzte, bzw. Bohrungen als Einlassform an und andererseits werden Leitschaufelräder oder auch verdrehte Einsätze verwendet. Eine Zusammenstellung von verschiedensten Drallerzeugerarten für Rohre ist z. B. in MITROFANOVA [25] zu finden. Aufgrund der

Herstellbarkeit reduzieren sich die Möglichkeiten für die Realisierung einer Drallströmung in einer Turbinenschaufel derzeit auf tangentielle Schlitz- und Bohrungen. Einige Untersuchungen zum Wärmeübergang bei Zyklonkühlung beschränken sich auf eine zweidimensionale Geometrie. Zum Beispiel wird in AL-AJMI et al. [26, 31] das Strömungsfeld in einem Kreiszyklinder mit Ein- und gegenüberliegendem Auslassschlitz mit jeweils variabler Breite (siehe Abbildung 2.3(a)) vermessen und numerisch simuliert. Die Schlitz-erstrecken sich über die komplette Länge des Zylinders. Je nach verwendeter Schlitzbreite kommt der Kern des Wirbels außermittig zu liegen. Diese Position, wie auch das Strömungsfeld, werden nur geringfügig von den verwendeten Re-Zahlen, jedoch stark von der Geometrie beeinflusst. Die zugehörigen Wärmeübergangsmessungen an diesen Geometrien, wie auch entsprechende numerische Simulationen, werden in KHALATOV et al. [32] vorgestellt. Bei den Konfigurationen mit dünnerem Einlassschlitz steigt bei gleichem Massenstrom der Wärmeübergang aufgrund höherer Strömungsgeschwindigkeiten nahe der Wand. Eine quasi zweidimensionale, beidseitig geschlossene Zyklonkanal-Geometrie mit versetzten, diskreten Zu- und Abführbohrungen (Abbildung 2.3(b)) wird in KHALATOV et al. [27] auf Wärmeübergang und Druckverluste untersucht. Bei dieser Geometrie ist der gemittelte Wärmeübergang, abhängig von der Druckdifferenz zwischen Ein- und Auslassbohrung, rund 2,6- bis 3,4-mal größer, verglichen mit einem rein axial durchströmten Rohr.

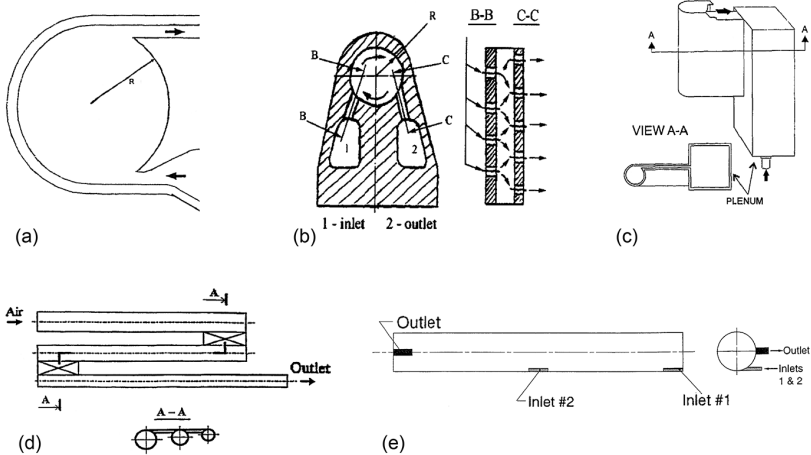


Abbildung 2.3: Geometrien aus der Zyklonkühlungsforschung: (a) aus [26], (b) aus [27], (c) aus [28], (d) aus [29], (e) aus [30]

Ein weiterer Schritt in Richtung dreidimensionaler Zyklonkühlung wird in GLEZER et al. [33], bzw. MOON et al. [28] gemacht. Der Zyklonkanal ist hier nicht beidseitig verschlossen, sondern knickt auf einer Seite um 90° ab, wobei sich der Zufuhrschlitz nicht über die komplette Länge des Kanals erstreckt (Abbildung 2.3(c)). Durch den einseitigen Abfluss bildet sich eine Querströmungskomponente aus. Im Vergleich zur Prallkühlung bildet sich somit bei der hier verwendeten Zyklonkühlungsgeometrie ein leicht erhöhter Wärmeübergang aus, welcher zudem deutlich homogener verteilt ist. Auch hier ist die Schlitzbreite der wichtigste Geometrie-Einflussparameter für den Wärmeübergang.

In KHALATOV et al. [29] wird eine weitere Zyklonkühlungsgeometrie mit drei hintereinander geschalteten Kühlkanälen untersucht. Im Ersten herrscht eine Querströmung vor, während in den nachfolgenden, durch die sequentielle Verbindung über jeweils einen tangentialen Einzelschlitz, eine Zyklonströmung erzeugt wird (Abbildung 2.3(d)). In den Zyklonkanälen kann eine bis zu 5,3-fache Wärmeübergangssteigerung erreicht werden.

Ergebnisse zu Untersuchungen der Strömungsphänomene und des Wärmeübergangs bei einer Geometrie mit einem tangentialen Einlassschlitz am einen Ende eines Zyklonkanals, mit einem zusätzlichen tangentialen Einlassschlitz weiter stromab und einem nicht tangentialen Auslassschlitz am anderen Ende (Abbildung 2.3(e)), sind in LIGRANI et al. [34], HEDLUND et al. [30, 35, 36] sowie LING [37] veröffentlicht. Eine Wärmeübergangsüberhöhung nahe den Einlassspalten wird unter anderem mit den wirkenden Zentrifugalkräften, welche dichteres, kaltes Fluid zur Wand transportieren, mit einem Neuanlaufen der thermischen Grenzschicht und mit Sekundärströmungen aufgrund Görtlerwirbelpaaren (siehe z. B. BIPPES UND GÖRTLER [38]) begründet.

Demgegenüber werden in CHANG UND DHIR [39] Wärmeübergangsmessungen in einem zylindrischen Zyklonkanal mit mehreren tangentialen Einlässen und einem freien Auslass veröffentlicht, während Strömungsmessungen an den identischen Geometrien in CHANG UND DHIR [40] präsentiert werden. Bei sechs tangentialen Einlassschlitzen werden abhängig von den Schlitzbreiten kurz nach dem Eintritt 5-fache Wärmeübergangsüberhöhungen, im Vergleich zu einer axialen Rohrströmung gemessen. Mit zunehmender Lauflänge nehmen diese Überhöhungen ab. Die Mechanismen für die Wärmeübergangserhöhung werden hier nicht primär als ein Resultat von Zentrifugalkräften benannt, sondern einerseits auf eine höhere Turbulenz und dadurch bessere Durchmischung des Fluids und andererseits auf eine interne Rückströmzone, welche die mittlere Axialgeschwindigkeit nahe der Wand erhöht, zurückgeführt. Der Strömungscharakter der Zyklonströmung ist hauptsächlich zweidimensional (axial, tangential). Es treten nur geringe Radialgeschwindigkeits-

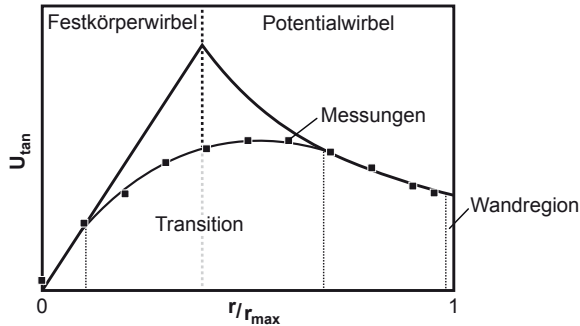


Abbildung 2.4: Radialer Verlauf der Tangentialgeschwindigkeiten im Zyklonkanal (nach [40])

komponenten auf. Die vermessenen Tangentialgeschwindigkeiten weisen ein lokales Maximum auf (siehe Abbildung 2.4), welches sich, wie auch die Ausdehnung der axialen Rückströmung, mit zunehmender Lauflänge des Zyklonkanals nach Innen verschiebt. Die Wirbelform wird in vier Bereiche unterteilt. Im Zentrum weisen die Tangentialgeschwindigkeiten den Verlauf eines Festkörperwirbels auf. Mit zunehmendem Radius wird im Anschluss an einen Übergangsbereich (Transition) die Verteilung eines Potenzialwirbels erreicht, wobei sich durch die Haftbedingung eine Wandregion ausbildet.

Eine Geometrie, welche den Publikationen [34] - [37] sehr ähnlich ist, wird in KHALATOV et al. [41] untersucht. Hauptsächlichster Unterschied ist eine geänderte Zuströmung zu den Drallerzeugerschlitzen, die Länge der Drallerzeugerschlitze sowie eine variierte Auslassgeometrie. Es wird verglichen zwischen einem freien Auslass und einem 90°-Auslasskrümmer. Einlass-, wie Auslassbedingungen, bzw. Geometrien scheinen einen erheblichen Einfluss auf die Ausbildung der Zyklonströmung zu haben.

In HAY UND WEST [42] wird ein einzelner tangentialer Schlitz mit unterschiedlichen axialen Zuströmwinkeln am einen Ende einer zylindrischen Zyklonkammer verwendet. Das gegenüberliegende Ende ist als freier Auslass ausgebildet. Strömungsmessungen zeigen einen helikalen Wirbelkern um das Rohrzentrum und ein langgestrecktes, axiales Rückströmgebiet im Zentrum des Dralls. Der Wärmeübergang beläuft sich im Vergleich zu einer rein axial gerichteten, voll ausgebildeten Rohrströmung auf das rund 8-fache am Eintritt und 3-fache am Auslass ($z/D = 17,5$).

Eine Abwandlung von der aktuell eingesetzten Prallkühlung hin zur Zyklonkühlung wird in EKKAD et al. [43] und PAMULA et al. [44] untersucht. Hierfür werden

schräg ausgeführte Prall-Zuführbohrungen eingesetzt, um in einem Rechteckkanal eine interne Drallkomponente zu erzeugen. Als Referenz dienen zwei rechteckige Kühlkanäle, welche über einen 180°-Krümmer verbunden sind. Enorme Wärmeübergangssteigerungen gegenüber der reinen Querströmung mit 180°-Umlenkung, um das zehnfache an der einen und um das vier- bis sechsfache an der gegenüberliegenden Wand, werden erreicht, welche jedoch einem zusätzlichen Druckverlust von 200 - 300 % gegenüberstehen.

Ausführliche Literaturstudien zur Zyklonkühlung finden sich beispielsweise in WINTER [10], KOBIELA [11], MITROFANOVA [25], LING [37] und KHALATOV UND SYRED [45].

2.1.2 Interner Einfluss der Einströmung in Filmkühlbohrlöcher

Um die Kühlung einer Turbinenschaufel zu verbessern, wird die interne Turbinenschaufelkühlung zusätzlich mit der externen Filmkühlung kombiniert. Aufgrund der Strömungsstruktur, welche sich beim Einströmen der Kühlluft in die Filmkühlbohrungen ausbildet, ist schaufelintern mit einer zusätzlichen lokalen Wärmeübergangssteigerung um die Bohrungseintritte herum zu rechnen. Dies wird genauer untersucht in BYERLEY [46]. Hier werden an einer internen Querströmung und einem einzelnen Filmkühlbohrloch in einer ebenen Platte u. a. Wärmeübergangsuntersuchungen mit der Flüssigkristallmethode sowie Strömungssichtbarmachungsversuche mit Rauch durchgeführt. Variiert werden einerseits der Abzweigwinkel des Bohrlochs und andererseits die Saugrate (Geschwindigkeitsverhältnis zwischen Querströmung und Filmkühlbohrloch). In Abbildung 2.5 sind die schematische Anordnung einer Konfiguration und ein zugehöriges Resultat abgebildet. Durch Effekte, wie zum Beispiel die Reduktion der Temperaturgrenzschichtdicke und die Bildung eines Staupunktes direkt stromab des Bohrlochs, werden, abhängig von Bohrlochwinkel und der

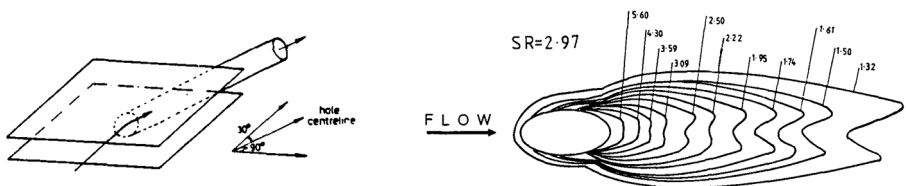


Abbildung 2.5: Interne Wärmeübergangsüberhöhung durch Einströmung in die Filmkühlbohrlöcher. Links: Eine schematische Anordnung des Absaugbohrlochs, Rechts: Ein Resultat des Erhöhungsfaktors (jeweils exemplarisch, aus [46])

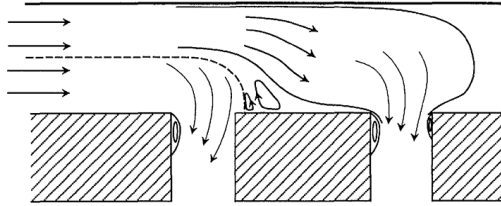


Abbildung 2.6: Strömungsstruktur bei zwei internen Absaugbohrungen (aus [48])

Saugrate, lokal Wärmeübergangs-Erhöpfungsfaktoren von bis zu 6,5 und flächengemittelt von bis zu 2,15 im Vergleich zur Konfiguration ohne Bohrloch erreicht. Die Ergebnisse bei einem 90° -Bohrloch werden in SCHEEPERS UND MORRIS [47] bestätigt. Hier werden eine andere Messtechnik (Dünnschicht Widerstandsthermometer) sowie ein quadratischer Kanal mit reduziertem Wandeinfluss eingesetzt.

In GOLDSTEIN et al. [48] werden in einem glatten, rechteckigen Kanal Stoffabtragsmessungen für Konfigurationen mit einem, zwei und drei hintereinander positionierten Absaugbohrlöchern mit jeweils einem Abzweigwinkel von 90° zur Oberfläche vorgestellt und so die Interaktion der einzelnen Bohrlöcher untersucht (siehe Abbildung 2.6). Es wird jeweils der gesamte durch den Kanal einströmende Massenstrom durch die Bohrungen abgesaugt und pro Bohrung konstant gelassen. Unterschiedliche Mechanismen führen zu den einzelnen Stoffabtragsüberhöhungen. Während sich bei dem ersten Bohrloch die Querströmungsgeschwindigkeit und somit auch der Stoffabtrag bei weiteren Bohrungen ändern, bleibt das Verhalten des letzten Bohrlochs aufgrund der stromaufliegenden unbeeinflusst. Der Abstand der Löcher untereinander beeinflusst die Stoffabtragswerte nur geringfügig. Es werden lokal bis zu fünffache Stoffabtragsüberhöhungen gemessen.

Eine zusätzliche Kombination mit Filmkühlung, bzw. ein Massenabfluss durch Filmkühlbohrungen, führt, in Verbindung mit einer weiterentwickelten internen Kühlung, zu immer komplexeren Phänomenen. Dies wird in SHEN et al. [49] an geraden Rippen untersucht. Durch die Absaugung entstehen dreidimensionale Strömungen, welche den Wärmeübergangskoeffizient im Vergleich zu einer rein berippten Innenkanalgeometrie um 25 % steigern können. Als Nachteil sind sinkende Axialgeschwindigkeitskomponenten, bzw. Re-Zahlen im Kühlkanal selbst aufgrund der Absaugung zu nennen, welche folglich den Wärmeübergangskoeffizient reduzieren.

In IERONYMIDIS et al. [50] wird versucht, intern die Wärmeübergangserhöhung aufgrund von Absaugung durch Bohrungen gezielt zu nutzen. Hier werden zwei Reihen

von Bohrlöchern in einem ovalen Kühlkanal derart versetzt angeordnet, sodass aufgrund der jeweiligen Strömungsbeschleunigung durch das Absaugen zur Längsströmung im Kanal eine zusätzliche Querkomponente entsteht, welche entlang des Kühlkanals zwischen den Bohrungen hin und her oszilliert. Der komplette Massenstrom, welcher in den Kanal eintritt, wird durch die Bohrungen abgesaugt. Somit nimmt die Geschwindigkeit entlang des Kanals ab. Jedoch erhöht dieses Phänomen des Oszillierens den Wärmeübergangskoeffizient derart, dass trotz dieses Geschwindigkeitsdefizits gegen Ende des Kanals die gemittelten Wärmeübergangskoeffizienten pro Loch etwa konstant bleiben. Die Wärmeübergangsüberhöhung, verglichen mit einem rein axial durchströmten Kanal, nimmt also mit der Lauflänge stark zu.

2.2 Filmkühlung

Die Filmkühlung hat einerseits zum Ziel, die Schaufeloberfläche durch eine schützende Kühlluftschicht vor dem Heißgas zu isolieren und andererseits extern mit dem austretenden Fluid zu kühlen. An einer ebenen Platte ohne Filmkühlung ist im stationären Fall die eindimensionale Wärmestromdichte durch den Koeffizienten des externen Wärmeübergangs und der Temperaturdifferenz zwischen Hauptstrom und Schaufelwand gegeben (Gleichung 2.1). Dieser Wärmestrom muss intern von der Kühlluft aufgenommen und abtransportiert werden und bildet somit eine wichtige Kenngröße für die Auslegung von Schaufelkühlsystemen.

$$\dot{q} = h_{ext} (T_{\infty} - T_w) \quad (2.1)$$

Mit zusätzlicher Filmkühlung wird einerseits durch die veränderte Strömungssituation der Wärmeübergangskoeffizient und andererseits durch die ausgeblasene Kühlluft die treibende Temperaturdifferenz zwischen Hauptströmung und Schaufelwand verändert. Das somit hier vorliegende Problem der kombinierten Kühlung kann, nach GOLDSTEIN [51], bzw. ECKERT [52] unter der Annahme der Dissipationsfreiheit, konstanter Stoffwerte sowie der Entkoppelung zwischen Geschwindigkeits- und Temperaturverteilungen, in zwei getrennte Probleme unterteilt werden, welche anschließend durch Superposition zusammengeführt werden können.

Das eine Teilproblem untersucht die Auswirkung der aerodynamischen Effekte, welche mit zusätzlich austretendem Filmkühlstrahl auftreten, auf die Wandtemperatur. Hierbei wird das Kühlfluid mit einer zum Hauptstrom identischen Temperatur ausgeblasen. Folglich wird eine thermische Wirkung der Filmkühlung auf die Schau-

feloberfläche unterbunden. Die Temperatur, welche sich unter diesen Bedingungen an der Wand einstellt, wird „isoenergetische Wandtemperatur“ $T_{W,iso}$ genannt.

$$\dot{q}_{fc} = h_{ext,fc} (T_{\infty} - T_{W,iso}) \quad (2.2)$$

Infolge der erhöhten Dreidimensionalität der Strömung, aufgrund der Kühlluftstrahlinteraktion mit der Hauptströmung, wird der Wärmeübergangskoeffizient durch die Filmkühlung meist leicht erhöht (siehe z. B. GOLDSTEIN et al. [53]).

Als zweites Teilproblem wird bei identischer Geschwindigkeitsverteilung der Fall der adiabaten Wand betrachtet ($\dot{q}_{AW} = 0$), wobei die Kühllufttemperatur sich von der Hauptstromtemperatur unterscheidet. Es stellt sich hierbei an der Schaufelwand die adiabate Wandtemperatur T_{AW} ein. Diese Temperatur entspricht der Mischtemperatur aus dem Kühlluftstrahl und der Hauptströmung an der Wand, welche nach Gleichung 2.3 zu einer dimensionslosen, adiabaten Filmkühleffektivität umgeformt werden kann.

$$\eta_{AW} = \frac{T_{AW} - T_{\infty}}{T_{cool} - T_{\infty}} \quad (2.3)$$

Mit bekannter Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten sowie der adiabaten Wandtemperatur bei Filmkühlung ist der Wärmestrom der ebenen Platte mit Filmkühlung durch Superposition (Gleichung 2.4, siehe ECKERT [52]) gegeben durch Gleichung 2.5.

$$T_{\infty} - T_{W,fc} = (T_{\infty} - T_{AW}) + (T_{\infty} - T_{W,iso}) \quad (2.4)$$

$$\dot{q}_{fc} = h_{ext,fc} (T_{AW} - T_{W,fc}) \quad (2.5)$$

Die Veröffentlichungsliste der Filmkühlforschung ist äußerst umfangreich. Sie umfasst mehrere tausend Publikationen seit Mitte des letzten Jahrhunderts. Aus diesem Grund wird hier der Schwerpunkt vor allem auf zusammenfassende Berichte gelegt. Erste Filmkühluntersuchungen sind in GOLDSTEIN [51] zusammengefasst. Sie beschäftigen sich vorwiegend mit der 2D-Gestaltung von Schlitzgeometrien bei verschiedenen Ausblaseraten und Temperatur- bzw. Dichteverhältnissen bei inkompressibler Strömung. Weiterhin werden an 2D-Geometrien kompressible Filmkühlungseffekte bis zu Hauptströmungsmachzahlen von $Ma_{\infty} = 16$ untersucht. Erste Untersuchungen an 3D-Geometrien, bzw. verschieden geneigten zylindrischen Bohrungen sind enthalten. Auch erste Versuche für eine kontinuierliche Filmkühlung mit porösem Material, als Annäherung zum Idealfall der Effusionskühlung, sind schon in dieser relativ frühen Publikation zu finden.

In vielen weiteren Veröffentlichungen sind geometrische Aspekte der Filmkühlbohr-
löcher, wie zum Beispiel Variationen der Neigungswinkel oder Lochaustrittsgeo-
metrien, ein oft verwendetes Themengebiet. Bis dato werden immer noch viele
verschiedene, innovative Geometriev Variationen der Filmkühlbohrungen zur Ver-
besserung der Filmkühleffektivität propagiert. In Abbildung 2.7 ist ein subjektiver,
geschichtlicher Abriss der Filmkühlbohrlochgeometrien zusammengestellt. In BUN-
KER [54] sind einige von ihnen zusammengefasst und hinsichtlich ihrer Qualität
und Einsetzbarkeit in einer realen Turbinenschaufel bewertet. Nur wenige Geome-
trieformen haben nach BUNKER [54] neben den zylindrischen Bohrungen und den
„fan-shaped“ (fächerförmig aufgeweiteten) Geometrien ein Realisierungspotenzial.
Ein Hauptmangel ist meist die nicht gegebene wirtschaftliche Herstellbarkeit und der
Aufwand bei allfälligen Reparaturen. Als ein Beispiel sei hier die sogenannte „anti-
vortex“-Konfiguration erwähnt (siehe HEIDMANN UND EKKAD [55], HEIDMANN [56],
DHUNGEL et al. [57]), welche im akademischen Rahmen eine deutliche Erhöhung der
adiabaten Filmkühleffektivität durch zwei zusätzliche, seitliche Kühlluftbohrungen
zur Verminderung der Wirbelsysteme bei der Kühlluftausblasung zeigt. Im prakti-
schen Einsatz wird sie aus oben genannten Gründen jedoch nicht eingesetzt. Nach
BUNKER [54] haben neben den weit verbreiteten „shaped-holes“-Konfigurationen
vor allem die Filmkühlung mit „cratered holes“ (zylindrisch angesenkt) oder ei-
nem „trench“ (über eine durchgehende Nut verbundene Bohrungen) (siehe AL-

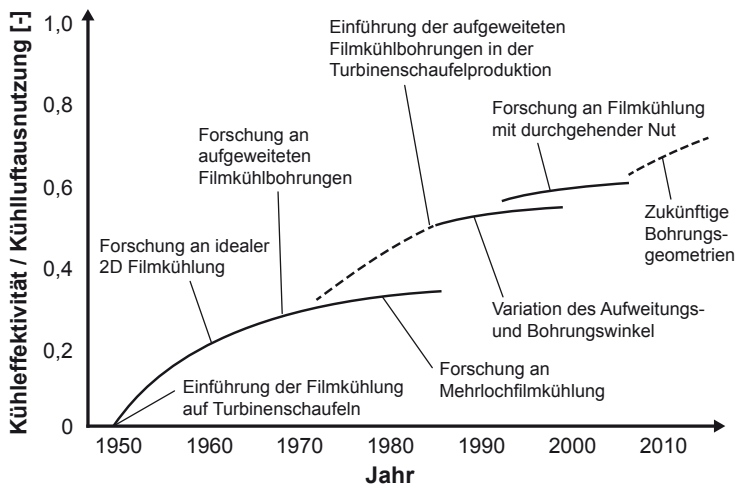


Abbildung 2.7: Geschichtliche Entwicklung der Filmkühl-Bohrungsgeometrien (nach [54])

BERT UND BOGARD [58]), bzw. weiterentwickelte Varianten Zukunftspotenzial. Dies ergibt sich aufgrund der relativ einfachen Herstellbarkeit dieser Konfigurationen. Neben den Geometrievariationen nimmt eine Vielzahl von Faktoren Einfluss auf die Güte der Filmkühlung. Zum Beispiel zeigen Untersuchungen (SAUMWEBER UND SCHULZ [59]), dass durch eine schaufelinterne Queranströmung der aufgeweiteten Bohrungen die Kühleffektivitätswerte stark reduziert werden können. Dies relativiert die favorisierte Stellung dieser Bohrungsgeometrie und zeigt die Wichtigkeit der Kenntnis der Strömungsvorgänge in der Schaufel, bzw. an der Einstromung der Filmkühlbohrung (siehe auch Abschnitt 2.2.1).

Die Komplexität der Filmkühlung betreffend der Vielzahl von Einflussfaktoren ist hoch. In DÜCKERSHOFF [60], DEINERT [61], BOGARD UND THOLE [62] und KISSEL [63] sind diese Einflussfaktoren umfassend beschrieben. Zusammengefasst sind dies die Folgenden, ohne Anspruch auf Vollständigkeit (in Klammern sind beispielhaft Veröffentlichungen zum jeweiligen Faktor aufgeführt):

- Ausblaserate M (BALDAUF et al. [64], Definition in Gleichung 4.3)
- Neigungswinkel der Bohrung zur Hauptströmung (Anstellwinkel α (KOLLI UND BOGARD [65]) und Lateralwinkel ϕ (SCHMIDT et al. [66]))
- Art der Bohrlochgeometrie (BUNKER [54, 67])
(z. B. „diffused“, „fan-shaped“, „laid-back“, „cratered“, „trench“, etc.)
- Verhältnis Bohrlochlänge L zu Bohrungsdurchmesser D
(LUTUM UND BOGARD [68], AZZI UND JUBRAN [69])
- Bohrungsabstand, bzw. Bohrungsteilung P (SCHMIDT et al. [66])
- Abstand von mehreren hintereinander gesetzten Bohrungsreihen (JUNG [70])
- Dichte-, bzw. Temperaturverhältnis zwischen Kühlluft und Hauptströmung
(SINHA et al. [71])
- Hauptstromturbulenz
(BONS et al. [72], MAYHEW et al. [73], CUTBIRTH UND BOGARD [74])
- Oberflächengeometrie (JUNG [70], SCHWARZ et al. [75])
- Aufgeprägte Druckgradienten (DEINERT [61])
- Oberflächenrauigkeit (BONS [76])
- Grenzschichtdicke und Zustand der Umströmung
(DÜCKERSHOFF [60], DEINERT [61])

- Instationäre Phänomene (DEINERT [61], WOLFF [77])
(periodische Druckverteilung, Nachlauf vorhergehender Stufen)
- Systemrotation (AHN et al. [78])
- Interne Strömungsgeschwindigkeit, bzw. Zuströmung am Bohrungseintritt
(siehe: Abschnitt 2.2.1)

Weitere Phänomene, wie Auswirkungen von Ungenauigkeiten im Bohrloch, welche aufgrund der Herstellungsverfahren entstehen können, werden in JOVANOVIĆ et al. [79] und JOVANOVIĆ [80] genauer untersucht. Die entstehenden Phänomene beeinflussen die Filmkühlung stark, da sie die Strömung im Filmkühlbohrloch selbst deutlich verändern.

2.2.1 Externer Einfluss der Zuströmung zum Filmkühlbohrloch

Da heutzutage die Temperaturen direkt hinter der Brennkammer zu hoch sind, um nur eine Kühlmethode zu verwenden, müssen die Kopplungseffekte der internen Strömungsbedingungen, welche nach Art der verwendeten internen Kühlung durchaus komplexer Natur sein können (siehe Abschnitt 2.1), auf die externe Filmkühlung untersucht werden.

Die große Mehrheit der Forschungsarbeiten im Bereich der Filmkühlung werden jedoch mit einer beruhigten Zuströmung zu den Filmkühlbohrungen aus einem Plenum heraus durchgeführt (als ein Beispiel diene hier LUTUM UND BOGARD [68]). Dies mag der Idealfall für akademische Forschungsaussagen sein, jedoch entspricht diese Gegebenheit nicht der Situation in den heute eingesetzten Turbinenschaufeln im realen Triebwerk. Aufgrund der modernisierten internen Kühlmethoden wird der Einfluss der Zuströmung zu den Filmkühlbohrungen immer wichtiger und ab Mitte der 90er Jahre direkter Bestandteil von detaillierten Untersuchungen.

In BURD UND SIMON [81] wird zum ersten Mal die adiabate Filmkühleffektivität bei einer Kühllufteströmung in die Bohrlöcher aus einem speziell gestalteten Plenum vermessen. Es werden vier verschiedene Konfigurationen miteinander verglichen (Abbildung 2.8), wobei der Referenzfall aus einer Sekundärluftzuströmung aus einem beruhigten Plenum heraus zu Bohrungen mit einem $L/D = 2,3$ besteht. Dazu wird der Fall einer ungestörten Anströmung bei $L/D = 7$ und eine jeweils zur Hauptströmung gleich- und gegengerichtete Sekundärluftströmung in einem in der Höhe begrenzten Kanal von $H_{pl}/D = 2$ mit einem $L/D = 2,3$ untersucht. Die Plenen sind geschlossen somit tritt bei all diesen Konfigurationen jeweils der komplette Sekundärluftmassenstrom über die Filmkühlbohrungen aus. Die Ergebnisse der Ge-

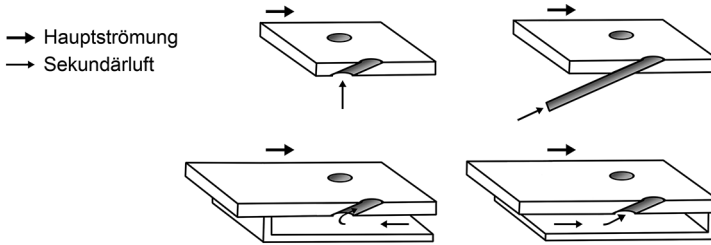


Abbildung 2.8: Die in [81] vermessenen Sekundärluftzuströmungen

schwindigkeitsverteilung am Bohrlochaustritt zeigen einen deutlichen Einfluss der Bohrlochlänge und einen vergleichsweise geringen Einfluss der Plenumsgeometrie, bzw. der Anströmrichtung. Bei der adiabaten Effektivitätsverteilung sind Einflüsse der unterschiedlichen Konfigurationen bei Geschwindigkeitsverhältnissen von $U_{cool}/U_{\infty} = 1$ (Sekundärluft zu Hauptstrom) zu erkennen. Prinzipiell sind jedoch die Einflüsse relativ gering. Dies kann damit begründet werden, dass aufgrund der geschlossenen Plenen hier nur vergleichsweise geringe Sekundärluftgeschwindigkeiten am Bohrlocheintritt vorherrschen.

Die Abhängigkeit der Geschwindigkeitsfelder von den L/D -Verhältnissen der Bohrungen bei geschlossenen Plenen mit gleich-, bzw. gegengerichteter Sekundärluftzuströmung und bei $H_{pl}/D = 1$; $\alpha = 35^\circ$, bzw. $H_{pl}/D = 0,66$; $\alpha = 90^\circ$ werden in BRUNDAGE et al. [82] vermessen. Bei sehr kurzen Bohrungslängen ($L/D = 1,16$) wird v. a. bei $\alpha = 35^\circ$ beobachtet, dass große Zonen abgelöster Sekundärluft im Inneren der Bohrung entstehen. Diese können zu einem Eintritt der Hauptströmung tief in die Filmkühlbohrung hinein führen. Bei einem $L/D = 2,91$ legt sich die Sekundärströmung innerhalb der Bohrung wieder an die Wand an und ein Eintritt der Hauptströmung wird vermieden.

Die adiabaten Filmkühleffektivitäts-Verteilungen zu diesen Sekundärluftzuströmungen werden in HALE et al. [83] vermessen, bei $H_{pl}/D = 1$; $M = 0,5; 1,0; 1,5$ bei $\alpha = 35^\circ$ mit $L/D = 1,16$ bzw. $2,91$ und bei $\alpha = 90^\circ$ mit $L/D = 0,66$ bzw. 3 . Bei gleichgerichteter Sekundärströmung zur Hauptströmung und $\alpha = 90^\circ$ sind die Effektivitätswerte bei den längeren Bohrungen höher. Genau das Gegenteil davon zeigt die Konfiguration mit gegengerichteter Sekundärströmung. Dies wird mit den durch die Einstromung ins Bohrloch entstehenden internen Wirbelpaaren begründet, welche einerseits den Filmkühlstrahl auf und andererseits weg von der Oberfläche drücken. Wirbelstrukturen innerhalb der Bohrlöcher, welche beim Einstromen entstehen, sind also durch die Interaktion mit der Hauptströmung direkt ausschlaggebend

für die Ausbildung der Filmkühleffektivitäts-Verteilung auf der Schaufeloberfläche. Diese Interaktion wird genauer untersucht in PETERSON UND PLESNIAK [84], wobei das Strömungsfeld in der Bohrung und direkt oberhalb des Bohrungsaustritts in die Hauptströmung vermessen wird ($\alpha = 90^\circ$; $L/D = 1$; $H_{pl}/D = 1$; $M = 1,0$). Bei der gleichgerichteten Sekundärluft-Strömungsrichtung verstärken die Wirbelpaare im Bohrloch die Wirbel, welche durch die Interaktion mit der Hauptströmung entstehen. Der Filmkühlstrahl hebt deutlich ab und an der Oberfläche wird Fluid aus der Hauptströmung direkt stromab hinter die Bohrung transportiert. Bei gegengerichteter Sekundärluft schwächen die Wirbelpaare im Bohrloch das Phänomen des Abhebens des Strahls ab und die laterale Ausdehnung des Strahls an der Oberfläche wird größer. Dieser Sachverhalt wird in PLESNIAK [85] zusammengefasst, nochmals bekräftigt und mit weiteren Messungen und numerischen Simulationen untermauert.

Bei all den bisher genannten Studien sind die internen Sekundärluftgeschwindigkeiten am Bohrlocheintritt relativ gering. Größere Sekundärluft-Anströmgeschwindigkeiten sind zu erreichen, wenn diese nicht vollständig durch die Filmkühlbohrungen ausgeblasen wird, sondern vielmehr zusätzlich an den Bohrungseintritten vorbei strömt. Bei einer Plenumhöhe von $H_{pl}/D = 2$ mit variablen Sekundärströmungsgeschwindigkeiten und mit einer Sekundärströmungsrichtung parallel zur Hauptströmung werden in THOLE et al. [86] Vermessungen des Strömungsfeldes in der Filmkühlbohrung, bzw. am Bohrungsaustritt sowie des sog. „*discharge coefficient*“ (DC) vorgestellt. Der DC beschreibt das Verhältnis des realen Massenstroms, welcher durch die Filmkühlbohrung fließt, zum idealen Massenstrom, welcher sich bei einer eindimensionalen, isentropen Expansion bei der über die Bohrung herrschenden Druckdifferenz einstellen würde. Somit können hierdurch die Verluste beim Durchströmen der Bohrung quantifiziert werden. Ein hoher DC ist anzustreben. Die Messungen werden mit einer einzelnen, zylindrischen Bohrung, bei einem Anstellwinkel von $\alpha = 30^\circ$, einem Lateralwinkel von $\phi = 0^\circ$ und $L/D = 6$ durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen, dass Ablöseblasen, welche bei der Einströmung ins Bohrloch entstehen, für ein inhomogenes Strömungsfeld sorgen. Dies hat einen direkten Einfluss auf den DC. Durch die parallel zur Hauptströmung gerichtete Sekundärluftströmung werden die Ablöseblasen im Bohrloch bei niedrigen Geschwindigkeiten im Vergleich zu dem Fall ohne Geschwindigkeit vermindert (DC steigt). Bei höheren Geschwindigkeiten bilden sich Ablöseblasen an der gegenüberliegenden Seite (DC sinkt).

Am identischen Aufbau werden mit zwei zusätzlichen Bohrungsgeometrien (seitlich aufgeweitet, bzw. in Strömungsrichtung und seitlich aufgeweitet) weitere, detailliertere Messungen betreffend des Strömungsfeldes in THOLE et al. [87], des DC

in GRITSCH et al. [88] und der adiabaten Filmkühleffektivität in GRITSCH [89], bzw. GRITSCH et al. [90] durchgeführt. Bei letzteren wird die Strömungsrichtung der Sekundärluft nicht nur parallel zur Hauptströmungsrichtung ausgerichtet, sondern auch zusätzlich 90° quer dazu (siehe Abbildung 2.9). Für diese Sekundärströmungsrichtung werden weitere Vermessungen des DC in GRITSCH et al. [91], numerische Simulationen in ADAMI et al. [92] sowie detailliertere Filmkühleffektivitäts-Messungen in GRITSCH et al. [93] durchgeführt. Der Einfluss bei mehreren Bohrungen und $P/D = 4$ wird in SAUMWEBER et al. [94] untersucht. Die wichtigsten Erkenntnisse aus all diesen Publikationen sind die Folgenden: Ablöseblasen in den Bohrlöchern beeinflussen die Strömung und somit auch den DC. Bei zur Hauptströmung paralleler Sekundärluftzuströmung kann der DC gesteigert werden, da Ablösungen vermindert werden können. Dadurch wird der Turbulenzgrad in den Bohrungen vermindert und somit auch die Ausmischung der Sekundärluft mit der Hauptströmung auf der Oberfläche. Der DC und auch die adiabate Filmkühleffektivität sind bei konstanter Ausblaserate M nahezu unabhängig von der Hauptstrommachzahl, jedoch sehr stark abhängig von der Sekundärströmungsgeschwindigkeit und -richtung. Dieses Verhalten ist bei aufgeweiteten Bohrungen ausgeprägter als bei zylindrischen.

Bei 90° -Querzuströmung wird die adiabate Filmkühleffektivität stark beeinflusst (siehe Abbildung 2.10). Bei zylindrischen Bohrungen, wie auch bei aufgeweiteten Bohrungen, werden Effektivitätsverteilungen asymmetrisch, wobei der Kühlluftstrahl bei zylindrischen Bohrungen auch bei Ausblaseraten von $M = 2$ nicht mehr abhebt, was verglichen mit einer Anströmung aus einem Plenum heraus deutlich höhere Effektivitätswerte mit sich bringt. Durch die Ablöseblase in der Bohrung ist der Turbulenzgrad der austretenden Sekundärluft höher, was eine schnellere Vermischung mit der Hauptströmung zur Folge hat (siehe auch SAUMWEBER UND SCHULZ [59]). Die Versuche mit mehreren Bohrungen zeigen prinzipiell ähnliches Verhalten, ohne zusätzliche Effekte.

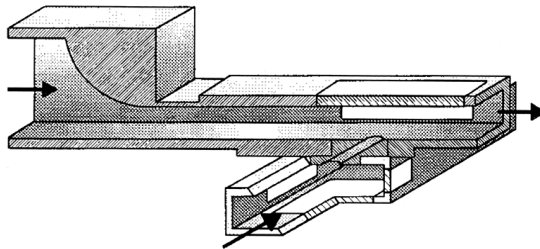


Abbildung 2.9: Aufbau zur Vermessung der 90° -Querzuströmung (aus [93])

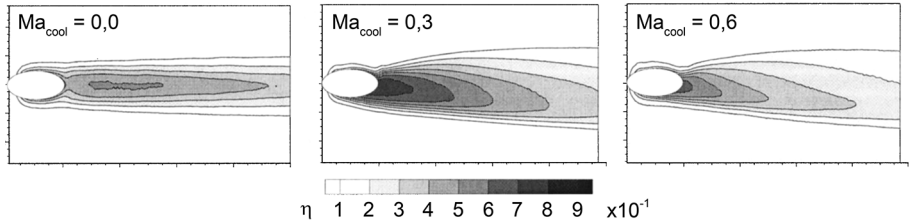


Abbildung 2.10: Adiabate Filmkühleffektivitätsverteilung bei unterschiedlichen Sekundärluftmachzahlen, 90°-Querzuströmung und $M = 1,0$ (nach [93])

In einer leicht anderen Konfiguration ($\alpha = 35^\circ$; $L/D = 4$; $H_{pl} = 3$; $DR = 2$) werden in KOHLI UND THOLE [95] numerische Simulationen mit gleich-, gegen- und quergerichteter Sekundärluftzuströmung durchgeführt. Auch hier wird in einer zylindrischen Bohrung und Querzuströmung ein Wirbel aufgrund der Einströmung in das Bohrloch sichtbar. Dies hat jedoch bei $M = 0,5$ keinen signifikanten Einfluss auf die lateral gemittelte, adiabate Filmkühleffektivität, im Gegensatz zu aufgeweiteten Bohrungen bei $M = 1,0$. Die Sensitivität der adiabaten Filmkühleffektivität bezüglich der Einströmrichtung bei zylindrischen Bohrungen ist deutlich geringer als bei aufgeweiteten Bohrungen. In KOHLI UND THOLE [96] wird die starke Beeinflussung bei aufgeweiteten Bohrungen durch unterschiedliche Anströmrichtungen mittels weiterer numerischer Simulationen detaillierter untersucht. Ein Einsaugen des Hauptstroms tief in das aufgeweitete Bohrloch ist bei Queranströmung der Bohrung zu beobachten, was mit ein Grund für die resultierende Absenkung der adiabaten Filmkühleffektivität sein kann.

In GRITSCH et al. [97] wird mit zur Hauptströmung paralleler Sekundärströmung der Einfluss von Anstell- und Lateralwinkeln (α und ϕ) auf den DC bestimmt. Die Einflüsse des Anstellwinkels ähneln denen von Lateralwinkeln betreffend des DC sehr. Die Studie zeigt auf, dass die Strömungsverluste hauptsächlich durch den Winkel der Einströmung in das Filmkühlbohrloch entstehen, unabhängig von Anstell- oder Lateralwinkel der Bohrung.

Aktuelle Turbinenschaufeln sind zur Erhöhung des internen Wärmeübergangs mit internen Rippen ausgestattet (siehe Abschnitt 2.1). Aufgrund dessen wird in KISSEL [63] sowie KISSEL et al. [98, 99] der Effekt dieser Rippen auf den externen Wärmeübergangskoeffizienten und die adiabate Filmkühleffektivität untersucht und verglichen mit einer internen Sekundärluft-Querströmung ohne Rippen bei verschiedenen Hauptströmungs- und Sekundärluft-Re-Zahlen ($M = 0,5$). Die Rippen zeigen vor allem bei höheren Sekundärluft-Re-Zahlen einen erhöhenden Einfluss

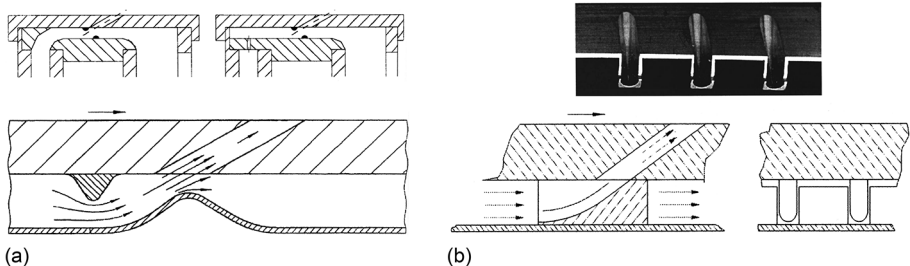


Abbildung 2.11: Geometrien zur Zuströmbeeinflussung von Filmkühlbohrungen (aus [101])
(a) mit Querrippen, (b) mit Wirbelgeneratoren

auf den externen Wärmeübergangskoeffizienten. Bei der adiabaten Filmkühleffektivität kann hier kein systematisches Verhalten mit Rippen beobachtet werden. In SAKAI UND TAKAHASHI [100] wird numerisch und experimentell der Einfluss der Filmkühlbohrlochposition gegenüber den Rippen bei verschiedenen Rippenkonfigurationen auf die Filmkühleffektivität untersucht. Es zeigt sich, dass die Rippenorientierung sowie die relativen Positionen der Filmkühlbohrlöcher und die daraus folgende unterschiedliche Einströmsituation in die Bohrlöcher starke Auswirkungen auf die Filmkühleffektivität aufweisen.

Einen Schritt weiter als die bisher genannten Veröffentlichungen geht WILFERT UND WOLFF [101]. Hier wird eine gewollte, interne Beeinflussung der Einstromung in die Filmkühlbohrlöcher bei verschiedenen Geometrievariationen untersucht ($\alpha = 30^\circ$; $L/D = 4$ bzw. 8 ; $H_{Pl} = 2$; $DR = 1,15$; $0,5 \leq M \leq 1,25$; $P/D = 4$). Einerseits werden intern positionierte Querrippen als gezielte Führung der Einstromung (siehe Abbildung 2.11(a)) bei unterschiedlicher Anströmung (Bogen und Prallkühlung) und Bohrlöchlängen untersucht und andererseits werden speziell ausgelegte Einlaufgeometrien verwendet (siehe Abbildung 2.11(b)). Diese Geometrien sollen beim Einstromen der Kühlluft in die Filmkühlbohrlöcher durch Sekundärströmungseffekte gegenläufige Wirbelpaare erzeugen, welche wiederum den jeweiligen Filmkühlstrahl nahe der Oberfläche halten sollen. Die Zuströmung mit Rippen zeigt in der adiabaten Filmkühleffektivität eine signifikante Erhöhung im Vergleich zur reinen Plenumszuströmung. Eine weitere Steigerung der Filmkühleffektivität wird bei den Konfigurationen mit internen Wirbelgeneratoren erreicht. Fraglich bleibt, ob sich der Aufwand zur Erstellung solcher Geometrien in der realen Turbinenschaufel lohnt und wie anfällig diese Geometrien auf eventuelle Fehlanströmung im Innern sind.

Der Einfluss einer Mischung aus interner Prallstrahl- und Drallströmung (siehe Abbildung 2.12) auf die adiabate Filmkühleffektivität wird in TAKEISHI et al. [102] an einem zylindrischen, bzw. einem aufgeweiteten Bohrloch bei Ausblaseraten von $M = 0,5$ bis $2,0$ untersucht. Die Ergebnisse zeigen eine starke Beeinflussung der Filmkühlverteilung sowie auch des Strömungsfeldes $2,0 D$ (zwei Bohrungsdurchmesser) stromab der Filmkühlbohrung, in Abhängigkeit des Anstellwinkels der beiden internen Prallbohrungen β . Bei der zylindrischen Bohrung, $M = 1$ und $\beta = 30^\circ$ zeigt die Struktur des Strömungsfeldes bei der Mischung der Kühlluft mit dem Hauptstrom eine asymmetrische Ausbildung und die Filmkühleffektivität an der Oberfläche wird im Vergleich zu $\beta = 0^\circ$ stark erhöht. Jedoch tritt mit aufgeweiteter Bohrung bei dieser Konfiguration eine Verminderung der Filmkühleffektivität auf.

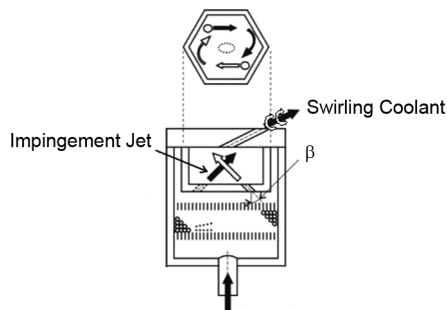


Abbildung 2.12: Interne Prallstrahl- Drallströmungskonfiguration (nach [102])

Die Forschung auf dem Gebiet der Beeinflussung der Filmkühlung durch die Einströmung in das Filmkühlbohrloch ist nicht abgeschlossen. Zum Beispiel wird in PORTER et al. [103] ein Prüfstand zur Vermessung ähnlicher Konfigurationen wie in THOLE et al. [86] mit aufgeweiteten Bohrungen aufgebaut. An diesem Prüfstand könnten zum Beispiel weitere Winkelvariationen im Gegensatz zur reinen gleich-, gegen- und 90° -quergerichteten Sekundärluftzuströmung vermessen werden. Somit sind in naher Zukunft weitere Forschungsergebnisse auf diesem Themengebiet zu erwarten.

Zyklon-Filmkühlung

Zur Kombination von Zyklonkühlung und Filmkühlung im eigentlichen Sinne existieren nur wenige Veröffentlichungen. Im Patent PHILLIPS UND FIELD [104] werden

Zyklonkammern in der Wandung einer Turbinenschaufel implementiert, um daraus die Filmkühlung zu speisen. In GLEZER et al. [33] wird untersucht, wie sich der interne Wärmeübergang mit Filmkühlung verhält, wobei die gesamte in den Kühlkanal eingeblasene Luft über Filmkühlbohrungen ausgeblasen wird. Es bildet sich somit keine axiale Geschwindigkeitskomponente aus, weshalb die Ergebnisse dieser Konfiguration niedriger ausfallen, verglichen mit denen ohne Filmkühlung. Untersuchungen betreffend der Filmkühleffektivität, bzw. der Mechanismen, welche bei der Filmkühlung mit interner Zyklonströmung auftreten, sind nicht zu finden (ausgenommen die weiteren vom Autor der vorliegenden Arbeit et al. veröffentlichten Publikationen: LERCH UND SCHIFFER [105, 106]). Diese Lücken zu schließen ist das Ziel dieser Arbeit.

2.3 Fazit zum Stand der Forschung

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass mehrere Publikationen das Potenzial der Zyklonkühlung auf eine Erhöhung des internen Wärmeübergangs aufzeigen. Welche Phänomene intern auftreten, falls bei internem Drall ein Abfluss der Sekundärluft zum Beispiel durch Filmkühlung auftritt, sind noch zu erforschen. Die Datenbasis der Filmkühlung ist im Allgemeinen sehr umfangreich. Jedoch sind die Einflüsse der Zuströmbedingungen und deren Auswirkungen bisher nicht abschließend erforscht worden. Erste Erkenntnisse, was im Filmkühlbohrloch bei veränderter Zuströmung passiert, sind vorhanden. Dennoch ist eine Voraussage über die Effekte an der Oberfläche bei neuartigen Zuströmbedingungen sehr unpräzise. Die Ausbildung und Art der Wirbel, welche sich im Bohrloch bilden, deren Veränderung beim Eintritt in die Hauptströmung und deren Einfluss auf die Filmkühlung muss für jede weitere Zuströmbedingung neu untersucht werden.

3 Mess- und Auswerteverfahren

Experimente im Turbomaschinen-Labor können nur selten und nur mit sehr hohem Aufwand unter realen Bedingungen, wie sie in einem Triebwerk vorherrschen, durchgeführt werden. Hohe Temperaturen stellen die Einsetzbarkeit von Messtechnik bei der Untersuchung von Turbinenschaufel-Kühlmethoden vor erhebliche Probleme. Zudem limitiert die Baugröße der Turbinenschaufeln die räumliche, bzw. flächige Auflösung von Phänomenen, welche zum Beispiel bei Filmkühlung auftreten, stark. Somit müssen im Experiment Messmethoden zum Einsatz kommen, welche bei deutlich niedrigeren Temperaturen und in deutlich vergrößertem Maßstab die reale Situation im Triebwerk möglichst gut nachbilden.

Mehrere Ansatzmöglichkeiten bieten sich zur Bewertung verschiedener Turbinenschaufel-Kühlmethoden an. Aus industrieller Sicht ist eine Vorgehensweise wie sie zum Beispiel in ALBERT UND BOGARD [58], bzw. DEES et al. [107] gewählt wird sinnvoll. Hier werden Gesamtkühlkonfigurationen von Turbinenschaufeln mit interner Kühlung und gekoppelter Filmkühlung gleichzeitig betrachtet. Mittels Infrarotthermographie werden jeweils die Oberflächen-Temperaturverteilungen an zwei identischen, vergrößerten Schaufelmodellen aus unterschiedlichen Materialien mit verschiedenen Wärmeleitfähigkeiten vermessen. Das eine Material besitzt eine möglichst kleine Wärmeleitfähigkeit und soll der adiabaten Situation möglichst nahe kommen. Hieraus kann die Verteilung der adiabaten Wandtemperatur T_{AW} , bzw. der adiabaten Filmkühleffektivität η_{AW} ermittelt werden (siehe auch Abschnitt 2.2). Das verwendete Material im zweiten Versuch ist stärker wärmeleitend und wird entsprechend der sog. „*matched-Biot-number*“-Methode ausgewählt. Unter entsprechend skalierten Bedingungen können trotz der unterschiedlichen Gaseigenschaften aufgrund der niedrigeren Temperaturen im Experiment (nach ALBERT UND BOGARD [58]) die nahezu gleichen Verteilungen der Gesamtkühleffektivität Φ (Gleichung 3.1) vermessen werden, wie sie im Triebwerk zu erwarten sind.

$$\Phi = \frac{T_{W,ext} - T_{\infty}}{T_{cool} - T_{\infty}} \quad (3.1)$$

Da in der vorliegenden Arbeit die Beeinflussung der Filmkühlung durch eine interne Zyklonströmung in eher akademischem Rahmen im Vordergrund steht, wird auf eine derartig gesamtheitliche Betrachtung verzichtet und der Fokus auf die Vermessung der Filmkühlung reduziert. Somit können in der Filmkühlung auftretende Phänomene besser isoliert betrachtet und deren Ursprung direkter ergründet werden, ohne den Einfluss der internen Gegebenheiten kompensieren zu müssen. Um die Güte verschiedener Filmkühl-Konfigurationen experimentell zu bestimmen und untereinander vergleichen zu können, ist einerseits eine Vermessung der Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten und andererseits der adiabaten Filmkühleffektivität zu nennen. Für die Vermessung des Wärmeübergangskoeffizienten eignen sich direkte Verfahren wie z. B. die Oberflächentemperaturbestimmung mittels der Flüssigkristallmethode mit zusätzlicher Einbringung eines definierten Wärmestroms an der Wand einer adiabaten Schaufel (siehe z. B. GOMES UND NIEHUIS [108]). Hier werden die Wärmestromdichte \dot{q} mittels elektrisch betriebener Heizschlangen eingebracht und mit der Verteilung der resultierenden isoenergetischen Wandtemperatur $T_{W,iso}$ (siehe Abschnitt 2.2) nach Gleichung 2.2 die Wärmeübergangskoeffizienten bestimmt. Dieses Verfahren bedingt jedoch eine eindimensionale Wärmeleitung, welche bei der Filmkühlung lokal um das Bohrloch nicht exakt erfüllbar ist. Zudem ist die definierte Einbringung des Wärmestroms v. a. um die Bohrlochöffnungen herum nicht ideal. Bei Filmkühluntersuchungen ist jedoch gerade diese Region von Interesse und somit wird diese Messmethode in der hier vorliegenden Arbeit nicht verwendet.

Eine weitere Messmethode zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten ist die Technik der Naphthalin-Sublimation, welche unter anderem in GOLDSTEIN et al. [53], CHO UND GOLDSTEIN [109] und RICHTER [110] zur Anwendung kommt. Dies ist ein indirektes Messverfahren, welches auf der Analogie zwischen Wärme- und Stofftransport beruht (siehe Abschnitt 3.2). Auf die zu vermessende Oberfläche wird eine Naphthalinschicht aufgebracht, welche aufgrund der während der Messung überströmenden Luft abgetragen wird, mit der Konzentrationsdifferenz als treibendes Potenzial. Die Schichtdickendifferenz über die Messdauer gibt Aufschluss über den Stoffübergang. Strömt aus der Filmkühlbohrung reine Luft aus, entspricht diese Methode, aufgrund identischer Konzentration des Naphthalins in Sekundär- und Hauptströmung, der in Abschnitt 2.2 beschriebenen Isoenergetischen. Wird Naphthalin-gesättigte Kühlluft verwendet, kann mit dieser Methode auch die adiabate Filmkühleffektivität η_{AW} bestimmt werden (GOLDSTEIN et al. [53]). Eine flächige Vermessung der entsprechenden Größen mit der Naphthalin-Sublimationstechnik ist aufgrund der hohen geforderten Positioniergenauigkeit der beiden Schichtdickenvermessungen vergleichsweise aufwändig.

Infolge der nach GOLDSTEIN [51] nur geringen Veränderung des Wärmeübergangskoeffizienten im Vergleich zur adiabaten Filmkühleffektivität, und da eine flächig hochaufgelöste Vermessung nicht ohne entsprechende Fehler durchgeführt werden kann, beschränkt sich die Filmkühlforschung oft auf die Vermessung adiabater Filmkühleffektivität η_{AW} . Daher wird auch in der hier vorliegenden Arbeit nur die adiabate Filmkühleffektivität als Vergleichsmaß der Filmkühlkonfigurationen verwendet.

3.1 Bestimmung der adiabaten Filmkühleffektivität

Verschiedene stationäre Messverfahren zur Bestimmung der adiabaten Filmkühleffektivität η_{AW} sind in JUNG [70] und HASLINGER [111] aufgelistet und nach ihrer Eignung bezüglich der flächigen, örtlich unverfälschten Vermessung mit hoher Auflösung bei vertretbarem Aufwand bewertet. Neben den direkten, thermischen Verfahren, wie zum Beispiel der Flüssigkristallmethode (z. B. HALE et al. [83], WILFERT UND WOLFF [101], GOMES UND NIEHUIS [112]), der Infrarotthermographie (z. B. BALDAUF et al. [64], GRITSCH et al. [93, 90], SAUMWEBER et al. [94], BRUCE-BLACK et al. [113]) oder der Vermessung der adiabaten Wandtemperatur T_{AW} mittels Thermoelementen (z. B. KOHLI UND BOGARD [65], BONIS et al. [72]), werden auch verschiedene indirekte Verfahren genannt, welche sich auf die Wärme-Stoff-Analogie (Abschnitt 3.2) beziehen und durch eine Schichtdickenvermessung bei der Naphthalin-Sublimations-Technik (z. B. GOLDSTEIN et al. [53], CHO UND GOLDSTEIN [109]) oder Konzentrationsbestimmung durch punktuelle Gasprobenentnahme (z. B. SCHWARZ et al. [75]) auf η_{AW} schließen.

Die thermischen Verfahren bringen den Nachteil mit sich, dass eine ideal adiabate Wand, bzw. eindimensionale Wärmeleitung gefordert ist. Dies ist vor allem in Bohrungsnähe einer Filmkühlbohrung nicht einzuhalten. Auch die geforderten isothermen Bedingungen bei der Naphthalin-Sublimations-Technik sind bei einem Prüfstandsbetrieb mit zwangsweise offener Rückführung nur mit erheblichem Aufwand zu realisieren. Eine punktuelle Gasprobenentnahme ist intrusiv bei einer Durchführung mit einer Pitot oder Prestonsonde, bzw. verletzt bei einer Gasprobenentnahme über Wandbohrungen die geforderte Bedingung der impermeablen Wand (Abschnitt 3.2). Zudem ist hierbei, wie auch bei der Naphthalin-Sublimations-Technik, keine flächig hoch aufgelöste Vermessung möglich. Aufgrund dieser Punkte kommt hier eine weitere Messmethode zur Bestimmung von η_{AW} zur Anwendung. Es ist die Ammoniak-Diazo-Technik, welche in Abschnitt 3.3 genauer erläutert wird.

3.2 Die Analogie zwischen Wärme- und Stofftransport

Grundlage für die Ammoniak-Diazo-Messtechnik bildet die Analogie zwischen Wärme- und Stofftransport. Diese ist ausführlich beschrieben u. a. in GOLDSTEIN et al. [48, 53], JUNG [70], RICHTER [110], HASLINGER [111], SHADID UND ECKERT [114] und sei deshalb hier nur zusammenfassend erwähnt.

Gemäß JUNG [70] und HASLINGER [111] lassen sich die dimensionslosen Bilanzgleichungen für Stoff und Energie mit den dimensionslosen Größen

$$\hat{u}_i = \frac{\bar{u}_i}{U_0}, \quad \hat{x}_i = \frac{x_i}{l}, \quad \hat{t} = \frac{t}{\frac{l}{U_0}}, \quad \hat{p} = \frac{p}{\rho U_0^2}, \quad \hat{T} = \frac{\bar{T} - T_0}{T_1 - T_0}, \quad \hat{C} = \frac{\bar{C} - C_0}{C_1 - C_0},$$

und den Kennzahlen

$$Pr = \frac{\nu}{\frac{\rho c_p}{\lambda}}, \quad Sc = \frac{\nu}{D}, \quad Re = \frac{U_0 l}{\nu}, \quad Pr_t = \frac{\epsilon_{\tau t}}{\epsilon_{qt}}, \quad Sc_t = \frac{\epsilon_{\tau t}}{\epsilon_{Dt}},$$

unter den Bedingungen

- Inkompressibilität,
- Newton'sche Fluide,
- thermisch und kalorisch ideale Gase,
- konstante Stoffwerte,
- Thermodiffusion und Diffusionsthermik werden vernachlässigt,
- Vernachlässigung der Volumenkräfte,
- Inertheit des Binärgemisches,

folgendermaßen darstellen:

$$\frac{\partial \hat{C}}{\partial \hat{t}} + \hat{u}_i \frac{\partial \hat{C}}{\partial \hat{x}_i} = \frac{1}{Re Sc} \left[\frac{\partial \hat{C}}{\partial \hat{x}_i} \left(1 + \frac{\epsilon_{\tau t}}{\nu} \frac{Sc}{Sc_t} \right) \right] \quad (3.2)$$

bzw.

$$\frac{\partial \hat{T}}{\partial \hat{t}} + \hat{u}_i \frac{\partial \hat{T}}{\partial \hat{x}_i} = \frac{1}{Re Pr} \left[\frac{\partial \hat{T}}{\partial \hat{x}_i} \left(1 + \frac{\epsilon_{\tau t}}{\nu} \frac{Pr}{Pr_t} \right) \right]. \quad (3.3)$$

Falls folgendes gilt:

$$Pr = Sc \quad \hat{=} \quad Le = \frac{Pr}{Sc} = 1 \quad (3.4)$$

und

$$Pr_t = Sc_t \quad \hat{=} \quad Le_t = \frac{Pr_t}{Sc_t} = 1, \quad (3.5)$$

weisen diese beiden Erhaltungsgleichungen eine mathematisch ähnliche Struktur auf und eine Übertragbarkeit von Konzentration \hat{C} zu Temperatur \hat{T} wird möglich. Im Fall der adiabaten Filmkühlung wird der Gradient der Temperatur an der Wand zu null. Falls auf der Stoffseite nun eine impermeable ($\hat{=}$ stoffdichte) Wand vorherrscht, verhält sich auch der Konzentrationsgradient wandnah gleich. Somit finden nahe der Wand keine molekularen Austauschvorgänge statt und die Forderung gemäß Gleichung 3.4 spielt keine Rolle und muss hier nicht zwingend erfüllt sein. Weiter weg von der Wand überwiegen bei der Filmkühlung die turbulenten Austauschvorgänge. Somit spielt hier Gleichung 3.4 nur eine vernachlässigbare Rolle. Dafür muss Gleichung 3.5 erfüllt sein, was für die technisch relevanten Anwendungen nach JUNG [70], bzw. HASLINGER [111] allgemein akzeptiert ist. Die Wärme-Stoff-Analogie führt somit zur Gleichung 3.6, welche eine Bestimmung der adiabaten Filmkühleffektivität über die indirekte Bestimmung der impermeablen Filmkühleffektivität η_{IW} ermöglicht. Dies ist die Grundlage der Ammoniak-Diazo-Technik, welche im Folgenden erläutert wird.

$$\eta_{AW} = \frac{T_{AW} - T_{\infty}}{T_{cool} - T_{\infty}} \quad \hat{=} \quad \eta_{IW} = \frac{C_{IW} - C_{\infty}}{C_{cool} - C_{\infty}} \quad (3.6)$$

3.3 Die Ammoniak-Diazo-Technik

Die Ammoniak-Diazo-Technik liefert flächig hoch aufgelöst eine zeitlich gemittelte Konzentrations- und daraus folgende η_{AW} -Verteilung auf einer Oberfläche. Die grundlegende Funktionsweise dieser Messtechnik bildet die Diazotypie. Dies ist ein flächiges Positiv-Reproduzierv Verfahren, welches früher (ab ca. 1900) häufig eingesetzt wurde, um Pläne oder technische Zeichnungen zu vervielfältigen. Auf einer Trägerfolie aus Polyester (hier ca. 70 μm dick) sind nach RÖMPP [115] Diazo-Anhydride und ein Phenol als Kupplungselement aufgebracht. Bei Einwirkung einer alkalischen Lösung verbinden sich die Phenole mit den Diazo-Molekülen zu Azofarbstoffen (bei der hier verwendeten Folie entsteht dabei eine bräunliche Verfärbung). Unter vorheriger Einwirkung von UV-Strahlung tritt die für Azofarbstoffe typische Stickstoff-Brücke (-N=N-) als Stickstoff aus und eine darauffolgende Kupplungsreaktion, bzw. Verfärbung wird unterbunden.

Im Gegensatz zum Einsatz beim Lichtpauseverfahren, bei welchem zuerst mit einer UV-Belichtung eines Positivs die „aktiven“ Regionen neutralisiert und danach die unbelichteten mit Ammoniak-Dämpfen eingefärbt werden, erfolgt das Verfahren bei der hier angewendeten Ammoniak-Diazo-Technik in umgekehrter Reihenfolge. Die Verfärbung durch NH_3 -Dämpfe findet zuerst statt und die UV-Belichtung folgt

anschließend zur Fixierung des Resultates. Im Gegensatz zur Forderung nach Homogenität im Grauwert beim Reproduziervorgang, ist die flächige Vollständigkeit des Kupplungsablaufs auf der Folie bei dem hier angewendeten Verfahren explizit nicht erwünscht. Somit entsteht auf der Folie eine kontinuierliche Grauwertverteilung, bzw. ein Grauwertverlauf.

In der Filmkühlforschung wird beim Ammoniak-Diazo-Verfahren der Kühl- bzw. Sekundärluft zeitlich begrenzt gasförmiges NH_3 beigemischt. Dies führt auf einer auf der zu vermessenden Oberfläche aufgeklebten Diazofolie zu unterschiedlichen Grauwerten. Diese Grauwertbildung ist abhängig von verschiedenen Faktoren. Am einflussreichsten sind die Konzentration des NH_3 direkt an der Kontaktfläche sowie die Expositionsdauer. Jedoch ist die Verfärbungsreaktion auch von anderen Faktoren abhängig: Es spielen die Temperatur, die Luftfeuchtigkeit, die chemische Zusammensetzung der einzelnen Charge von Diazofolien, das Alter der Folien, eine „Vorbelastung“ der Diazo-Moleküle durch UV-Licht und weitere Faktoren eine Rolle. Ziel ist es nun, eine Korrelationsfunktion zwischen der Konzentration der Sekundärluft an der Folienoberfläche, welche zur Bestimmung der adiabaten Filmkühleffektivität η_{AW} notwendig ist, und erhaltener Grauwertverteilung auf den Diazofolien aufzustellen. Da nur der Sekundärluft Ammoniak beigemischt wird, kann die NH_3 -Konzentration der Hauptströmung zu $C_\infty = 0$ gesetzt werden. Somit vereinfacht sich die Gleichung 3.6 zu:

$$\eta_{AW} = \eta_{IW} = \frac{C_{IW}}{C_{cool}} \quad (3.7)$$

Der Grauwert GW auf der Diazofolie muss also mit der relativen Sekundärluftkonzentration korreliert werden (siehe Gleichung 3.8), um danach durch die Umkehrfunktion auf η_{AW} schließen zu können.

$$GW = \Gamma \left(\frac{C_{IW}}{C_{cool}} \right) \quad \Rightarrow \quad \eta_{AW} = \Gamma^{-1}(GW) \quad (3.8)$$

Um diese Korrelationsfunktion Γ zu bestimmen, gibt es zwei verschiedene Möglichkeiten:

- Die Tracergasmethode
- Die Methode der Online-Kalibrierung

In JUNG [70] und HASLINGER [111] wird die Tracergasmethode eingesetzt. Hierbei wird in einem zweiten sog. Kalibrierversuch, mit möglichst identischen Prüfstandsparametern zum Ammoniak-Diazo-Versuch, eine örtlich punktuelle Konzentrationsvermessung mit einem Tracergas durchgeführt. Dieses Tracergas (hier CO_2) wird

anstelle des NH_3 der Sekundärluft beigemischt. Über verschiedene Bohrungen an der zu vermessenden Oberfläche wird das resultierende Gasgemisch abgesaugt und mittels eines Gasanalysators die CO_2 -Konzentration dieser Gasproben vermessen. Zu den so bestimmten Sekundärluftkonzentrationen an den einzelnen Probenentnahmestellen gehören jeweils ortsgleiche Grauwerte. Diese Paare bilden für jeden Versuch einzeln die Stützstellen für die Korrelationsfunktion Γ .

Diese Konzentrations-Stützstellen werden unabhängig vom eigentlichen Messversuch durch eine Kalibrierung mit einer zweiten Messmethode ermittelt. Fehler aufgrund einer Temperatur-, Chargen- oder Altersvariation im Grauwertverhalten der Diazofolie treten somit nicht auf. Jedoch bringt diese Methode auch einige Nachteile mit sich. So sind zum Beispiel Vorkenntnisse über die Ausbildung des Filmkühlstrahls für die Positionierung der Gasprobe-Bohrungen notwendig. Nur so kann gewährleistet werden, dass geeignete Stützstellen für Γ entstehen, welche den gesamten notwendigen Grauwert-, bzw. Konzentrationsbereich entsprechend abdecken. Gleichzeitig ist der jeweilig zusätzliche Kalibrierversuch mit erhöhtem Aufwand, wie auch mit zusätzlichen Unsicherheiten der Mess- und vor allem der Einstellgenauigkeit des jeweiligen Prüfstandes verbunden. Auch die Probeentnahme mittels Absaugen durch diskrete Bohrungen kann die Bedingung der stoffdichten Wand verletzen, bzw. die Strömungsverhältnisse und somit auch das Ergebnis verfälschen.

Aus diesen Gründen wird hier auf die Verwendung der Tracergasmethode verzichtet und auf die Methode des Online-kalibrierten Ammoniak-Diazo-Verfahrens zurückgegriffen. Auf diese wird im folgenden Abschnitt näher eingegangen.

3.4 Das Online-kalibrierte Ammoniak-Diazo-Verfahren

Das Verfahren der Online-kalibrierten Ammoniak-Diazo-Technik wird erstmals in FRIEDRICHS et al. [116] vorgestellt und kommt z. B. in DÜCKERSHOFF [60], FRIEDRICHS [117] oder auch FEILER [118] zur Anwendung. Es gilt somit als erprobtes Messverfahren. Im Unterschied zum oben vorgestellten Tracergasverfahren ist bei dieser Methode kein zweiter Kalibrierversuch mit identischen Strömungsparametern notwendig. Dies vermindert den zeitlichen Messaufwand erheblich.

Zeitgleich zur eigentlichen η_{AW} -Vermessung wird kontinuierlich eine Probe der Sekundärluft vor der Zuströmung in die Messkammer entnommen. Diese mit NH_3 versetzte Sekundärluft wird in einer Kalibriereinheit (siehe Abbildung 3.1) mit „reiner“ Luft (ohne NH_3) zu elf verschiedenen, jeweils getrennten Konzentrationen

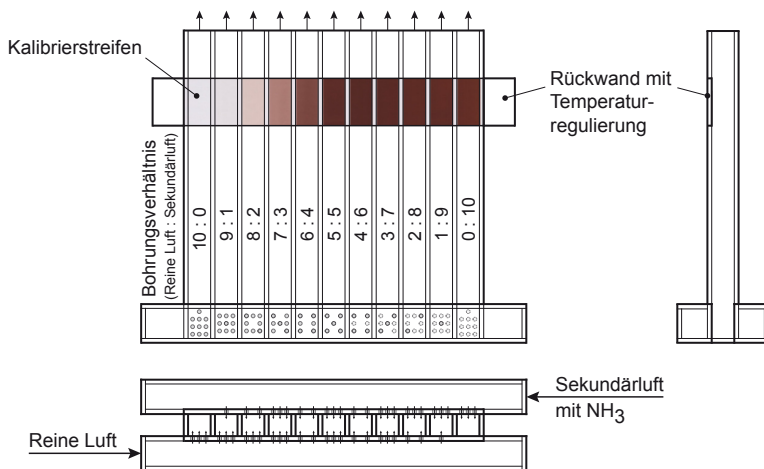


Abbildung 3.1: Kalibriereinheit zur Erstellung der Korrelationsfunktion Γ (nach [116])

vermischt. Die Mischung ist durch die Anzahl der Zuströmböhrungen sowie über die Strömungsverhältnisse in den beiden Plenen festgelegt.

Ein Diazofolien-Streifen wird in der Kalibriereinheit mit den Gasgemischen der elf Konzentrationsabstufungen in Kontakt gebracht und verfärbt sich entsprechend. Dieser Streifen wird im Allgemeinen direkt aus der für den Versuch verwendeten Messfolie ausgeschnitten, um eventuelle Fehler aufgrund unterschiedlicher Chargen oder Alterungen zu unterbinden. Infolge einer vorherigen Vermessung der einzelnen Konzentrationen entstehen mit der jeweiligen Verfärbung des Streifens elf Stützstellen für die Korrelationsfunktion Γ . Falls die Bedingungen für die Verfärbungsreaktion der Diazofolien in der Kalibrierkammer und auf dem Versuchsträger identisch sind, entsprechen sich die Korrelationsfunktionen von GW zu Sekundärluftkonzentration und η_{AW} kann über Gleichung 3.8 bestimmt werden. Um möglichst identische Bedingungen zwischen Kalibrierkammer und Versuchsträger zu schaffen, kann die Temperatur der Rückwand, auf welcher der Kalibrierstreifen befestigt ist, entsprechend eingestellt werden.

3.5 Erweiterung des Online-kalibrierten Ammoniak-Diazo-Verfahrens

In diesem Abschnitt wird die detaillierte und erweiterte Auswertung, bzw. die Datenverarbeitung der Ammoniak-Diazo-Technik näher erläutert. Im Vergleich zu

früheren Messungen mit der Online-kalibrierten Ammoniak-Diazo-Messtechnik, wird in der hier vorliegenden Arbeit zusätzlich ein „*high dynamic range*–“ (HDR-) ähnliches Prinzip angewendet, um die Auflösungsfähigkeit der Messmethode über den gesamten Bereich der adiabaten Filmkühleffektivität zu erhöhen. Dieses Prinzip wird oft in der Digital-Fotografie und Bildbearbeitung verwendet (siehe auch MANN UND PICARD [119]) und funktioniert folgendermaßen:

Der Dynamikumfang, welchen eine Kamera abdecken kann, reicht oft nicht aus, um den kompletten Dynamikbereich eines Objektes darzustellen. Manche Stellen des Kamera-Bildes werden deshalb überbelichtet, andere unterbelichtet mit starkem Rauschen. In diesen Regionen, außerhalb des Dynamikbereichs der Kamera, kann somit keine Information über das Objekt im Bild transportiert und wiedergegeben werden. Um trotzdem den gesamten Dynamikumfang des Objektes wiedergeben zu können, wird mit mehreren Einzel-Bildern eine Belichtungsreihe des Objektes erstellt. Hierfür wird der Dynamikbereich der Kamera von Bild zu Bild verschoben. Ein Beispiel einer solchen Belichtungsreihe ist in Abbildung 3.2 dargestellt. Die Bereiche der Über-, bzw. Unterbelichtungen sind im jeweiligen Bild immer noch vorhanden (siehe Abbildung 3.3), jedoch an unterschiedlichen Orten und mit unterschiedlicher Ausprägung.

Für jede Position des abzubildenden Objektes existiert nun in der aufgenommenen Belichtungsreihe mindestens ein Bild, bei welchem der Dynamikumfang der Kamera ideal übereinstimmt um die Informationen des Objektes klar wiederzugeben. Durch einen zusätzlichen Bearbeitungsschritt werden nun die validen Dynamikbereiche der Einzelbilder derart zu einem Resultat mit großem Dynamikbereich verrechnet (siehe Abbildung 3.4), sodass dieses anschließend in der Lage ist, den gesamten Dynamikumfang des Objektes vollständig zu umfassen und die gesamten Informationen des Objektes darstellen zu können.

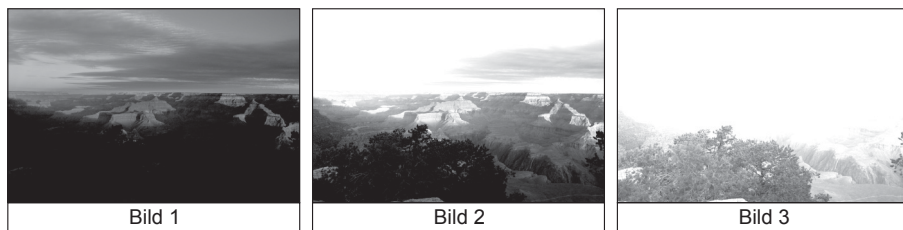


Abbildung 3.2: Eine beispielhafte Darstellung einer Belichtungsreihe eines Objekts, bei jeweils kleinem Dynamikbereich der Einzelbilder

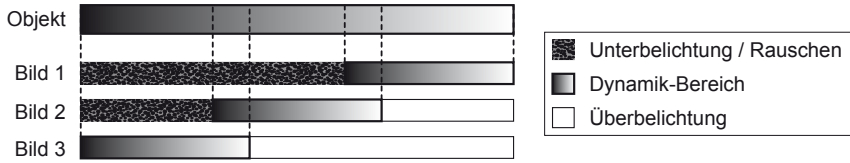


Abbildung 3.3: Der Dynamikbereich eines Objekts und einzelner Bilder einer Belichtungsreihe

Auch das Messverfahren der Online-kalibrierten Ammoniak-Diazo-Technik muss insgesamt einen größeren dynamischen Bereich abdecken, als ein Einzelexperiment dieser Technik erfassen kann. Um trotzdem das Potenzial der Messmethode so vollständig wie möglich auszuschöpfen, wird deshalb hier das oben vorgestellte HDR-Verfahren adaptiert und in einer leicht abgewandelten Form auf die Auswertung angewendet.

Zunächst können wie bisher (siehe z. B. DÜCKERSHOFF [60], FRIEDRICHS [117], FEILER [118]) aus der Funktion Γ_j^{-1} , welche für jedes Einzelexperiment j separat bestimmt wird, die Grauwerte GW_j an jeder Position (s, z) auf dem Versuchsträger nach Gleichung 3.9 in adiabate Filmkühleffektivitätswerte $\eta_{AW,j}$ umgerechnet werden.

$$\eta_{AW,j}(s, z) = \Gamma_j^{-1}(GW_j(s, z)) \quad (3.9)$$

In der Abbildung 3.5(a) sind beispielhaft zwei solche Korrelationsfunktionen Γ zwischen GW und η_{AW} mit den entsprechenden elf Stützstellen aus der Kalibriereinheit (siehe Abschnitt 3.4) dargestellt. Dazwischen wird stückweise mit Hilfe von kubischen Hermite-Polynomen (siehe z. B. CZICHOS UND HENNECKE [120],

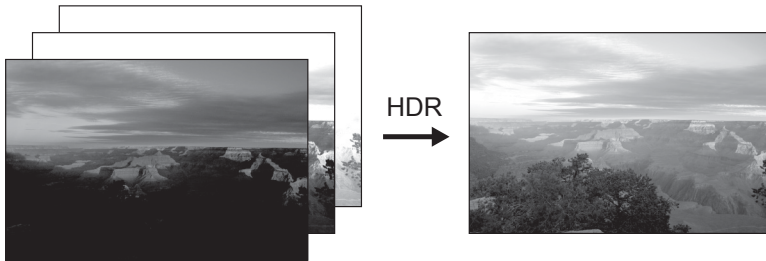


Abbildung 3.4: HDR-Zusammenführung der Belichtungsreihe zu einem Resultat mit großen Dynamikbereich

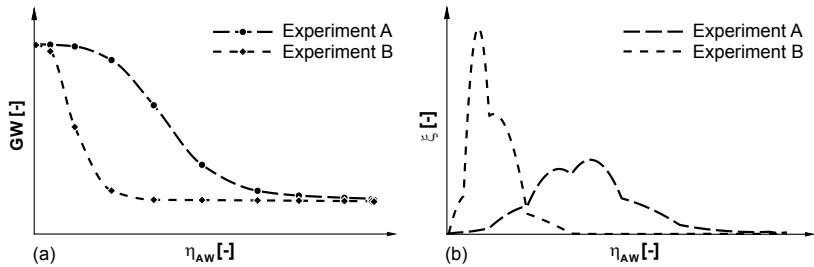


Abbildung 3.5: (a) Zwei Korrelationsfunktionen Γ mit den jeweiligen Stützstellen aus der Kalibriereinheit und (b) die zugehörigen Gradienten ξ , welche ein Maß für die örtliche Auflösungsfähigkeit darstellen

SCHWARZ UND KÖCKLER [121], ÜBERHUBER et al. [122]) interpoliert. Die Wahl des Interpolationsverfahrens fällt hier aus folgenden Gründen auf die kubische Hermite-Interpolation:

- Die Hermite-Interpolation besitzt einen stetigen Gradienten und erfüllt somit die Nachbildung eines Verlaufs einer chemischen Reaktion besser als eine lineare Interpolation.
- Bei monoton angeordneten Stützstellen (wie hier zwingend vorliegend) wird auch die Hermite-Interpolation monoton. Im Gegensatz zu einer Spline-, oder Polynom-Interpolation tritt kein Überspringen der Funktion auf, was die notwendige Eineindeutigkeit der Korrelationsfunktion Γ stark beeinträchtigen würde.

Die Korrelationsfunktion Γ entspricht beim HDR-Verfahren der sog. „response-curve“ (siehe auch MANN UND PICARD [119]). Um die Dynamik von Γ zu analysieren, wird deren Gradient ξ gebildet (sog. „certainty function“). Da Γ streng monoton ist, ist es legitim den Betrag des Gradienten zu verwenden (siehe Gleichung 3.10).

$$\xi_j(\eta_{AW}) = \left| \frac{d(\Gamma_j(\eta_{AW}))}{d(\eta_{AW})} \right| \quad (3.10)$$

Dieser Gradient ξ ist ein Maß für die Auflösungsfähigkeit der Korrelationsfunktion Γ . In Abbildung 3.5(b) sind diese Gradienten der beiden Korrelationsfunktionen dargestellt. Hieraus wird ersichtlich, dass die Grauwerte des Experiments A nicht

dazu geeignet sind, kleine Werte von η_{AW} darzustellen, denn ξ ist hier sehr klein. Experiment B besitzt in diesen Bereichen eine deutlich höhere Auflösungsfähigkeit, bzw. ein höheres ξ . Jedoch löst Experiment A höhere Wertebereiche von η_{AW} besser auf als Experiment B. Die Bereiche mit hohem ξ entsprechen in Abbildung 3.3 somit den Dynamikbereichen der einzelnen Bilder, wobei Bereiche niedriger ξ -Werte entsprechend mit den Bereichen der Unter- bzw. Überbelichtung korrespondieren. Jedes Einzelexperiment weist somit einen beschränkten Bereich von hoher Auflösungsfähigkeit auf. Die Position dieses Bereichs kann durch Änderung der Einspritzdauer, bzw. -konzentration des Ammoniaks in der Sekundärluft direkt beeinflusst und von Experiment zu Experiment variiert werden. So werden mehrere Versuche für denselben Betriebspunkt mit unterschiedlichen Ammoniak-Einstellungen durchgeführt. Das Ziel ist nun, diese Einzelmessungen anschließend zu einem Gesamtergebn zusammenzufassen, welches über weite Bereiche eine hohe Auflösungsfähigkeit besitzt. Dafür wird, ähnlich zum HDR-Verfahren, ein gewichtetes Mittelungsverfahren eingesetzt, welches in Abschnitt 3.5.2 weiter ausgeführt wird.

3.5.1 Ausrichtung der Einzelexperimente

Um ein gewichtetes Mittel aus einzelnen Messungen erzeugen zu können, muss sichergestellt sein, dass Position und Ausrichtung der Einzelexperimente übereinstimmen. Aufgrund der fehlenden, bzw. zu ungenauen Referenzposition beim Prozess der Digitalisierung der Diazofolien, muss deren Ausrichtung zueinander anschließend rechnerisch bestimmt werden. Im vorliegenden Fall werden die Mittelpunkte der in allen Folien identisch angeordneten Filmkühlbohrlöcher als Referenzpositionen genutzt. Um diese Mittelpunkte exakt bestimmen zu können, wird das folgende Verfahren angewendet, welches zwar rechenintensiv ist, sich jedoch durch Einfachheit und Robustheit auszeichnet:

Die Diazofolie besitzt einen dunkleren Grundgrauwert als der Hintergrund, welcher durch die ausgeschnittenen Filmkühlbohrlöcher zu sehen ist. Zwischen diesem Grundgrauwert der Folie und dem Hintergrund wird ein Schwellengrauwert GW_{pyr} definiert. Jedes Pixel der digitalisierten Folie, dessen Grauwert GW_{pyr} überschreitet, ist folglich Teil eines Bohrlochs. In einem zu Beginn leeren Parallel-Raum, mit zur Folie identischen Dimensionen, wird jeweils um die Position dieses detektierten Loch-Pixels eine quadratische Pyramide mit einer Breite der Grundflächendiagonale b_{pyr} aufgebaut. In Abbildung 3.6(a) ist beispielhaft eine solche Pyramide mit den relativ zum aktuell detektierten Pixel ausgerichteten Koordinaten und einer Grundflächendiagonalen von $b_{pyr} = 61$ Pixel abgebildet. Direkt über dem detek-

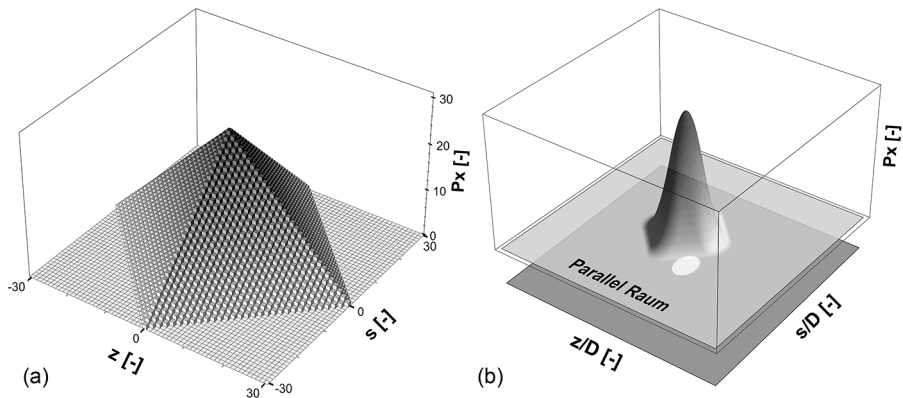


Abbildung 3.6: Mittelpunktsbestimmung einer Bohrlochellipse: (a) Die Pyramide, welche über jedem einzelnen Pixel mit überschrittenem Schwellengrauwert im Parallel-Raum hinzu addiert wird und (b) der resultierende Parallel-Raum mit unterlegtem Ausgangsbild, incl. der Bohrlochellipse

tierten Pixel liegt die Spitze der Pyramide und somit der höchste Wert P_x . Mit zunehmendem Abstand von Zentrum der Pyramide nimmt dieser Wert inkrementell um $1 P_x$ pro Pixel ab. Nun werden die P_x -Werte aller einzelnen Pyramiden im Parallelraum aufaddiert. Die somit entstehende Häufung von P_x über dem Bohrloch ist in Abbildung 3.6(b) dargestellt. Bei geschickter Wahl der beiden Parameter Schwellengrauwert und b_{pyr} , entsteht mit diesem Verfahren im Parallelraum ein Maximum, welches bei idealen Ellipsen in jeder Koordinatenrichtung auf mindestens 2 Pixel genau ($\cong 84,7 \mu m$ bei einer Auflösung von 600 dpi) im Zentrum des Bohrlochs zu liegen kommt. Es ist darauf zu achten, dass b_{pyr} größer gewählt wird als die Dimension der großen Halbachse der Bohrlochellipse. Wird diese Bedingung nicht eingehalten, entsteht nach dem Aufaddieren an Stelle einer diskreten Spitze ein Plateau und eine exakte Mittelpunktsbestimmung wird verunmöglicht.

Sind die einzelnen Lochmittelpunkte einer Filmkühlbohrlochreihe durch die Positionen der jeweiligen Maxima im Parallelraum bestimmt, wird über eine lineare Regression mit der Methode der kleinsten Quadrate, der Verdrehwinkel der digitalisierten Folie bestimmt. Nach Korrektur dieser Drehung durch eine bikubische Interpolation mit Hilfe der kommerziellen Software Photoshop 11 bzw. 12, werden erneut die Lochpositionen nach obiger Methode bestimmt und anschließend mit Hilfe von translatorischen Koordinatentransformationen die Positionen der Einzelexperimente in Übereinstimmung gebracht.

3.5.2 Das gewichtete Mittelungsverfahren

Um die n ausgerichteten Einzelmessungen zu einem Gesamtergebn zusammenzuführen, werden die mit Gleichung 3.9 aus den Grauwerten ermittelten Filmkühleffektivitätswerte $\eta_{AW,j}$ nach der Mittelungsvorschrift in Gleichung 3.11 gewichtet gemittelt. Jedes Pixel, bzw. jede Position (s, z) wird hierbei einzeln verrechnet.

$$\eta_{AW}(s, z) = \frac{\sum_{j=1}^n (\eta_{AW,j}(s, z) W_j(s, z))}{\sum_{j=1}^n (W_j(s, z))} \quad (3.11)$$

$$W_j(s, z) = \xi_j (\eta_{AW,j}(s, z)) k_j (\eta_{AW,j}(s, z)) \quad (3.12)$$

Als Wichtungsfaktor W_j (siehe Gleichung 3.12) wird die jeweilige Auflösungsfähigkeit der Korrelationsfunktion ξ_j (siehe Gleichung 3.10) verwendet. Der zusätzlich eingeführte Faktor k_j ist notwendig, um den in der Diazotypie auftretende Effekt der Sättigung zu unterdrücken.

Unterdrücken des Sättigungseffekts

Der Verlauf des Grauwertes während der chemischen Reaktion der Ammoniak-Diazotechnik ist nicht vollständig monoton. Ist eine Sättigungsgrenze überschritten, wird mit zunehmender Expositionsdauer die Folie wieder leicht heller. Eine Hypothese für dieses Verhalten ist die ätzende Wirkung des Ammoniaks, welche die dunklen Azofarbstoffe, bzw. die Folie leicht abträgt. Aufgrund dieses Effekts sind die Grauwerte der Stützstellen aus der Kalibriereinheit bei hohen NH_3 -Konzentrationen oder langer Expositionsdauer entgegen dem Idealfall nicht streng monoton fallend. Somit entsteht ein nicht bijektiver Grauwertbereich in der Korrelationsfunktion (siehe Abbildung 3.7(a)). Um diesen Abschnitt unterdrücken zu können, wird $\eta_{AW,j}$ in drei Bereiche \check{A}_j bis \check{C}_j unterteilt und bei der Wichtung der Einzelexperimente (Gleichung 3.12) der zusätzliche Skalierungsfaktor k_j in Abhängigkeit von $\eta_{AW,j}$ eingeführt, welcher je nach Bereich unterschiedlich definiert ist (siehe Abbildung 3.7(b) und Gleichung 3.13).

Nicht betroffen von der Sättigungsproblematik ist der Bereich \check{A}_j . Der Skalierungsfaktor k_j wird hier zu 1. Somit nehmen alle $\eta_{AW,j}$ -Werte aus diesem Bereich mit dem Faktor $W_j = \xi_j$ unverändert an der gewichteten Mittelung (Gleichung 3.11) teil. Dem steht der Bereich \check{C}_j gegenüber, welcher im gewichteten Mittelungsprozess

reine nicht bijektive Bereich in \check{C}_j um einen Puffer erweitert wird, dessen Breite durch den hellsten gesättigten Grauwert (hier: $GW_{sat,j}$), multipliziert mit einem Sicherheitsfaktor Ψ festgelegt ist (siehe Gleichung 3.17). Durch diesen Puffer werden Auswirkungen des Rauschens im Grauwert durch den Digitalisierungsprozess vermindert. Die geschickte Wahl von Ψ gestaltet sich jedoch schwierig. Wird Ψ zu klein gewählt, funktioniert die Sättigungsunterdrückung nicht vollständig. Wird der Sicherheitsfaktor zu groß gewählt, können im Gesamtergebnis nicht definierte Regionen auftreten, welche durch lokale Unterdrückung aller Einzelversuche verursacht werden. Diese nicht definierten Regionen treten bevorzugt bei einer Vermessung von gesamthaft niedriger adiabater Filmkühleffektivität auf. Diesem Sachverhalt wird in dieser Arbeit Rechnung getragen, indem der Sicherheitsfaktor unter den einzelnen Betriebspunkten (siehe Abschnitt 4.1.6) empirisch zwischen $\Psi = 1,1$ und $\Psi = 1,5$ variiert wird. Dies ist insofern legitim, da eine Variation von Ψ keinen direkten Einfluss auf die Werte von η_{AW} hat. Die Breite des Bereichs \check{B}_j wird hier willkürlich jeweils identisch zur Pufferbreite gewählt (siehe Gleichung 3.15).

$$\eta_{B1,j} = \Gamma_j^{-1}(GW_{B1,j}) \quad (3.14)$$

$$GW_{B1,j} = GW_{sat,j}(2\Psi - 1) \quad (3.15)$$

$$\eta_{B2,j} = \Gamma_j^{-1}(GW_{B2,j}) \quad (3.16)$$

$$GW_{B2,j} = GW_{sat,j} \Psi \quad (3.17)$$

Staubfilterung

Trotz der Intention möglichst staubfrei zu arbeiten, kann im Turbomaschinenlabor unter normalen Bedingungen und ohne immensen Aufwand nicht gänzlich verhindert werden, dass einzelne Staubpartikel auf die Ergebnis-Diazofolien gelangen und beim Prozess des Digitalisierens mit aufgenommen werden. Das hier vorgestellte Verfahren der gewichteten Mittelung weist die Eigenschaft auf, dass solche Staubpartikel, welche oft dunkler sind als die umgebende Trägerfolie, die Wichtungswerte W_j (siehe Gleichung 3.12) lokal erhöhen. Diese jeweils fälschlicherweise stärker werdende Gewichtung hat zur Folge, dass im Gesamtergebnis all diese Staubteilchen aus den Einzelexperimenten kombiniert werden (siehe Abbildung 3.8(a)). Dies resultiert vor allem in den Bereichen mit niedrigen η_{AW} -Werten in einer deutlichen Verfälschung des Ergebnisses.

Um dies zu unterbinden wird hier ein Algorithmus eingeführt, welcher jeden einzelnen Pixelwert eines Einzelexperiments mit den korrespondierenden Pixel (identische

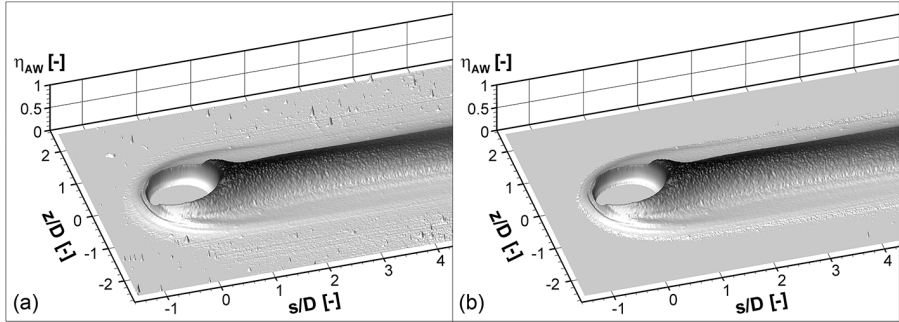


Abbildung 3.8: Die Auswirkungen des hier verwendeten Staubfilters: Beispielhaftes Gesamtergebn einer η_{AW} -Verteilung eines Filmkühlstrahls, (a) ohne Staubfilter und (b) nach Anwendung des Staubfilter-Algorithmus

Position (s, z)) aller anderen Einzelversuche vergleicht. Statistisch gesehen ist es wenig wahrscheinlich, dass Staubpartikel häufig bei unterschiedlichen Einzelexperimenten an der identischen Stelle zu liegen kommen. Dieser Sachverhalt wird mit dem häufigen Auftreten bei niedrigen η_{AW} -Werten kombiniert und in folgender Filtervorschrift abgebildet: Sind mehr als zwei Drittel aller berechneten adiabaten Filmkühleffektivitätswerte an einer Position (s, z) niedriger als ein festgelegter Grenzwert (hier willkürlich gewählt zu: $\eta_{AW, \text{grenz}} = 0,01$), wird diese Stelle als nicht filmgekühlter Randbereich definiert. Die Wichtung der restlichen dunkleren Einzelexperimentpixel wird auf null reduziert. So werden die selten auftretenden und dunkleren Staubgrauwerte im Bereich sehr niedriger adiabater Filmkühleffektivität unterdrückt. In Abbildung 3.8(b) sind die Auswirkungen dieser Staubfilterung visualisiert. Dieses Verfahren bedingt eine Minimalanzahl von sechs Einzelexperimenten, welche entsprechend verteilte Dynamikbereiche aufweisen, und bringt den weiteren Nachteil mit sich, dass keine Werte unterhalb des festgelegten Grenzwertes dargestellt werden können. Der Vorteil der starken Reduktion des Effekts der Anhäufung der Staubteilchen aus den Einzelexperimenten überwiegt jedoch. Der Informationsverlust aufgrund dieses Filter-Algorithmus, fällt im Vergleich zum Fehler bei unterlassener Staubfilterung, deutlich kleiner aus.

3.5.3 Die Funktionsweise des Verfahrens anhand eines Beispiels

Zur Illustration der Funktionsweise dieser, mittels eines adaptierten HDR-Verfahrens erweiterten, Online-kalibrierten Ammoniak-Diazo-Messmethode, sind die Korre-

lationsfunktionen Γ_j von Grauwert zu adiabater Filmkühleffektivität in Abbildung 3.9(a) beispielhaft für sechs Einzelexperimente dargestellt. Der Bereich hoher Dynamik liegt bei Experiment Nr. 1 bis 3 ungefähr zwischen den adiabaten Filmkühleffektivitätswerten von 0,2 - 0,6 und bei Experiment Nr. 4 - 6 bei ca. 0 - 0,2. Die ersten drei Einzelexperimente sind somit, im Vergleich zu den letzten drei, mit jeweils einer kürzeren Expositionsdauer oder niedrigeren Konzentrationen des NH_3 -Gases in der Sekundärluft, durchgeführt worden. In Abbildung 3.9(b) sind die resultierenden adiabaten Filmkühleffektivitätswerte $\eta_{AW,j}$ der Einzelexperimente und η_{AW} des Gesamtergebnats durch gewichtete Mittelung im Mittelschnitt eines Filmkühlstrahls dargestellt. Hier wird direkt ersichtlich, dass die Aussagekraft der Einzelexperimente außerhalb ihres jeweiligen Dynamikbereichs stark abnimmt. Im Bereich um $\eta_{AW} = 0,2$ überlagern sich die Dynamikbereiche aller sechs Experimente. Aufgrund dessen fallen hier alle Kurven zusammen. Unterhalb von $\eta_{AW} = 0,2$ beginnen die Ergebnisse der Einzelexperimente Nr. 1 - 3 zu rauschen und sinken ab. Dasselbe passiert bei den Ergebnissen von Nr. 4 - 6 oberhalb von $\eta_{AW} = 0,2$, wobei das Rauschen der Messwerte hier strenggenommen zu höheren η_{AW} -Werten tendieren sollte. Aufgrund der forcierten Monotonie der Korrelationsfunktionen bei höheren adiabaten Filmkühleffektivitäten hin zu niedrigeren Grauwerten, bewirkt die Bijektivität der Grauwerte im Einzelexperiment jedoch eine Senkung der $\eta_{AW,j}$ -Werte.

Die flächigen Verteilungen von $\eta_{AW,j}$ sowie der Wichtungswerte W_j der sechs Einzelexperimente sind mit dem Endresultat in Abbildung 3.10 bis zu fünf Bohrungsdurchmesser D stromab der Filmkühlbohrung dargestellt. Die Wichtungsverteilungen

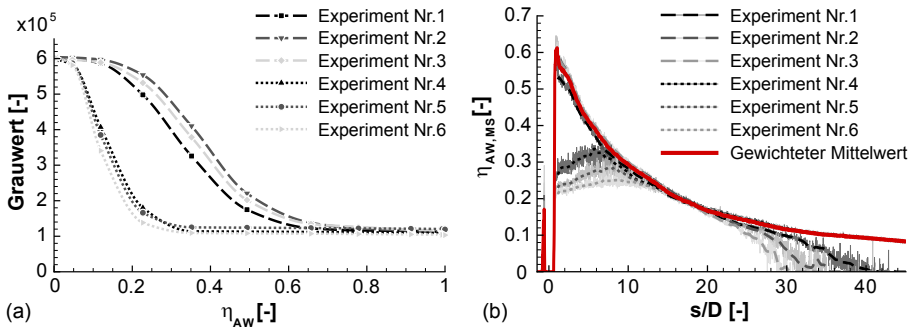


Abbildung 3.9: Die Zusammenführung von sechs Einzelexperimenten: (a) Die jeweiligen Korrelationsfunktionen Γ_j und (b) die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivitäten auf dem Mittelschnitt eines Filmkühlstrahls (nach [105])

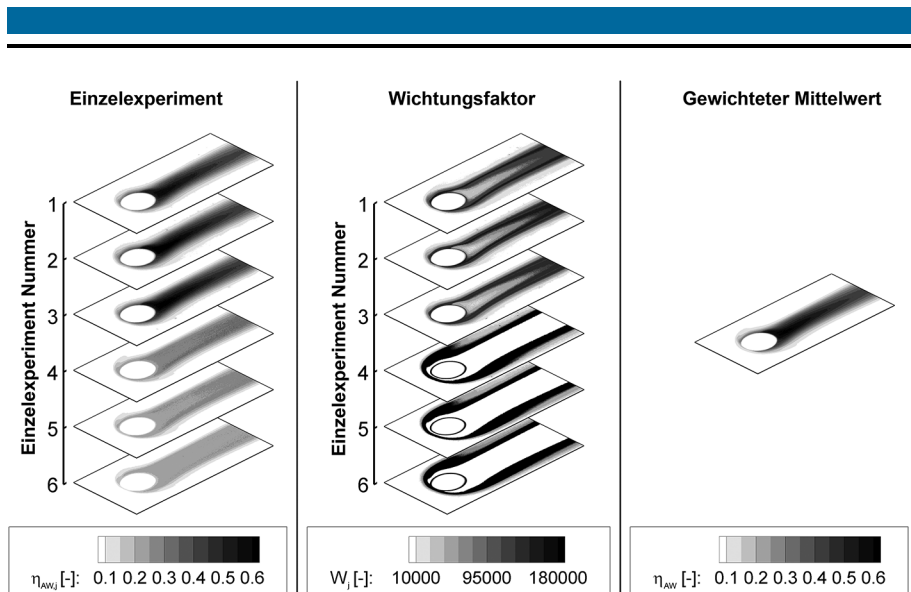


Abbildung 3.10: Die flächige Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität $\eta_{AW,j}$ sowie der entsprechenden Wichtungswerte W_j der Einzelerperimente und die aus der gewichteten Mittelung resultierende η_{AW} -Verteilung (nach [105])

geben Aufschluss darüber, welche Bereiche des gewichtet gemittelten Filmkühlstrahls durch welche einzelnen Experimente abgebildet werden. Hieraus wird deutlich, dass im vorliegenden Beispiel die Einzelerperimente Nr. 1-3 primär den inneren Bereich mit hoher adiabater Filmkühleffektivität, und Nr. 4-6 die Randbereiche mit niedrigem η_{AW} abdecken. Bei Letzteren ist auch der Effekt der Unterdrückung des Sättigungsbereichs zu erkennen. Die Wichtungswerte um die Mittellinie stromab der Bohrung bei Nr. 4-6 werden zu null (vgl. Abbildung 3.9(b)).

Diese sechs Beispielmessungen sind optimal zum Illustrieren des Verfahrens der gewichteten Mittelung. Für ein qualitativ hochwertiges Gesamtergebn wären hier jedoch zusätzliche Messungen oder besser verteilte Dynamikbereiche notwendig. Einerseits nehmen die Wichtungswerte im Bereich hoher η_{AW} -Werte im Zentrum des Filmkühlstrahls, aufgrund der abklingenden Dynamik von Nr. 1-3 oberhalb von $\eta_{AW} = 0,5$, wieder ab. Durch Experimente mit weiter reduzierten Expositionsdauern, bzw. NH_3 -Konzentrationen könnte der Dynamikbereich zu den hohen η_{AW} verschoben werden, um die Qualität der Informationen in dieser Region zu verbessern. Andererseits werden auch die η_{AW} -Werte zwischen 0 und ca. 0,06 schlecht dargestellt, da kein Einzelerperiment mit hoher Dynamik in diesem Bereich vorhanden

ist. Weitere Messungen mit hohen NH_3 -Konzentrationen und langen Einspritzzeiten würden hier Abhilfe schaffen. Auf diese Weise kann die Qualität jedes Resultats, bzw. der gewichteten Mittelung überprüft werden.

3.6 Strömungsfeldvermessung mittels Particle Image Velocimetry

Neben der Vermessung der adiabaten Filmkühleffektivität wird in dieser Arbeit auch eine Strömungsfeldvermessung durchgeführt. Um Strömungsfelder untersuchen zu können, wird hier die Methode der „particle image velocimetry“ (PIV) eingesetzt. Da dieses Verfahren vergleichsweise weit verbreitet ist, wird hierauf nur kurz eingegangen.

Bei dieser Messmethode wird die Strömung mit kleinen Partikeln ($\varnothing \approx 1 \mu\text{m}$) dotiert. Diese Partikel werden von einem Doppelpulslaser, dessen Strahl in einen planaren Lichtschnitt aufgeweitet wird, zweimal kurz nacheinander beleuchtet und jeweils mittels einer CCD-Kamera, welche vorzugsweise senkrecht zu dieser Ebene ausgerichtet ist, fotografiert (siehe Abbildung 3.11(a)). Über eine Kreuzkorrelation wird in einzelnen Auswertefenstern die Verschiebung von Partikelformationen zwischen den beiden Bildern bestimmt (siehe Abbildung 3.11(b)) und mit Hilfe der Zeitdifferenz zwischen den zwei Aufnahmen die Geschwindigkeit berechnet. Detaillierte Informationen über das PIV-Messverfahren und dessen Auswertung sind z. B. RAFFEL et al. [123], TROPEA et al. [124] zu entnehmen.

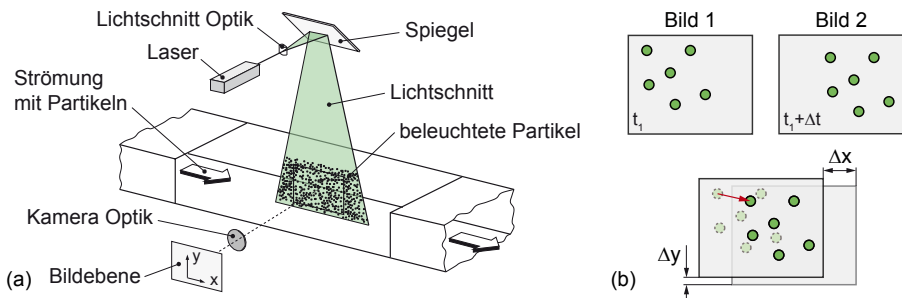


Abbildung 3.11: Schematisch: (a, aus [123]) Aufbau und (b) Auswertung einer PIV-Messung

4 Versuchsprogramm und Aufbauten

Um möglichst detaillierte Aussagen über die Auswirkungen der verdrahten Strömung der Zyklonkühlungsmethode auf die adiabate Filmkühleffektivität treffen zu können, sind neben der Vermessung der η_{AW} -Verteilung (siehe Abschnitt 4.2) bei verschiedenen Konfigurationen und Betriebspunkten (Abschnitt 4.1) auch Kenntnisse über die jeweiligen Ursachen notwendig. Neben der Vermessung der axialen Geschwindigkeitsprofile an den Austritten der Filmkühlbohrlöcher (Abschnitt 4.3) werden deshalb bei einigen ausgewählten Konfigurationen Vermessungen der vorherrschenden Strömungsstrukturen im Zyklonkanal (siehe Abschnitt 4.5) sowie numerische Simulationen zur Identifikation von Strömungsphänomenen im Innern der Bohrlöcher selbst (Abschnitt 4.4) durchgeführt. Diese Vorgehensweise hat zum Ziel, bei vertretbarem Aufwand, einen möglichst umfassenden Einblick in die Problematik der mit interner Zyklonkühlung kombinierten Filmkühlung zu erlangen.

Im Folgenden werden die verschiedenen Konfigurationen und die für die Messungen notwendigen Prüfstandsauftbauten im Detail vorgestellt sowie die einzelnen Betriebspunkte erläutert.

4.1 Zu untersuchende Konfigurationen

Die Auswahl der untersuchten Konfigurationen erfolgt in direkter Absprache mit einem Industriepartner, um den Grat zwischen Wissenschaftlichkeit auf der einen und Industrienähe, bzw. Realisierbarkeit im Triebwerk auf der anderen Seite optimal zu beschreiten.

Die Gestaltung des schaufelinternen Zyklonkanals, die Drallerzeugung sowie auch die verschiedenen Betriebsparameter werden in Anlehnung an bekannte Untersuchungen (WINTER [10], KOBIELA [11]) gewählt, um die Vergleichbarkeit zu wahren und im zusammenhängenden Forschungsverbund mit diesen beiden Dissertationen einen Beitrag zum besseren Verständnis der Methode der Zyklonkühlung und deren Auswirkung leisten zu können.

4.1.1 Der Zyklonkanal

Die Form des hier gewählten Zyklonkanals repräsentiert ein vereinfachtes, vergrößertes Modell eines Turbinenschaufel-Vorderkanten-Kühlkanals und ist als gerader Kreiszylinder mit Durchmesser $d = 30 \text{ mm}$ ausgestaltet. An einem Ende ist dieser Zylinder geschlossen und am gegenüberliegenden Ende offen. Hier kann überschüssige Kühlluft abgesaugt und somit zusätzliche Serpentina- („*multi-pass*“) oder Schaufelspitzenkühlung („*tip-cooling*“) (siehe z. B. JACKSON et al. [125], KRISHNABABU et al. [126]) simuliert werden. Die Absaugung kann auch ein sogenanntes „*dust-hole*“ (siehe LEE [18], TIBBOTT [127]) repräsentieren, welches im Triebwerk in einer Turbinenschaufel eingesetzt wird, um die interne Verstopfungsgefahr der Filmkühlbohrlöcher durch eventuelle Partikel in der Kühlluft zu reduzieren. Durch diesen, im Vergleich zu den Filmkühlbohrlöchern größer ausgestalteten Auslass, können die Partikel die Schaufel verlassen.

4.1.2 Die Drallerzeugung

Aus den vielen unterschiedlichen Möglichkeiten eine Drallströmung in einem Rohr zu erzeugen, werden hier zwei verschiedene Drallerzeugerarten ausgewählt, wobei unter anderem auf eine spätere Realisierbarkeit im realen Triebwerk geachtet wird. Es sind dies die Drallerzeugung mittels:

- zweier tangentialer Schlitze am verschlossenen Ende des Zyklonkanals, und
- mehrerer tangentialer Bohrungen, verteilt über die Länge des Zyklonkanals.

Bei dem Drallerzeuger (DE) mit zwei tangentialen Schlitzen (hier „*bottom*“ genannt, um die Konsistenz zu früheren Veröffentlichungen zu wahren), wird die Kühlluft einseitig und axial zum Zyklonkanal (parallel zur z -Achse) zugeführt, nach einer vorgeschalteten Beruhigungskammer mit einem Gleichrichter und Sieben um einen Zentralkörper gelenkt und danach durch die zwei Schlitze in den Zyklonkanal geleitet (siehe Abbildung 4.1(b)). Die beiden Schlitze sind jeweils $5 \text{ mm} \approx 0,167 d$ breit und $20 \text{ mm} \approx 0,67 d$ hoch.

Der zweite Drallerzeuger („*rear*“) besteht aus tangential angeordneten und äquidistant entlang des Zyklonkanals verteilten Bohrungen (siehe Abbildung 4.1(c)). Diese insgesamt 13 Drallbohrungen weisen jeweils eine Länge von $18 \text{ mm} \hat{=} 0,6 d$, einen Durchmesser von $\varnothing_{DE} = 5 \text{ mm} \approx 0,167 d$ und eine Bohrungsteilung von $P_{DE}/\varnothing_{DE} = 4$ auf. Dies ergibt einen absoluten Bohrungsabstand von $20 \text{ mm} \approx 0,67 d$.

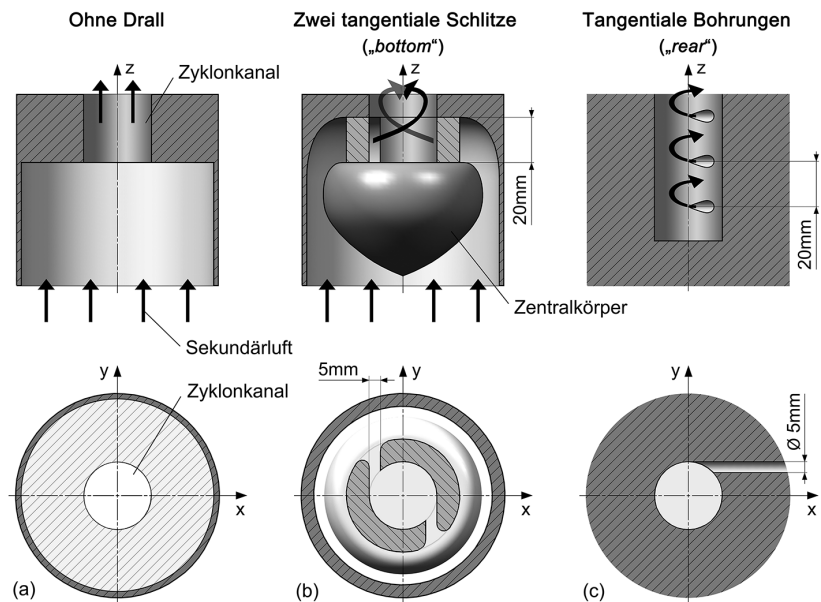


Abbildung 4.1: Die verwendeten Drallerzeuger-Konfigurationen im Schnitt: (a) Referenzkonfiguration mit scharfkantigem Einlauf ohne Drall, (b) DE mit zwei tangentialen Schlitzten, (c) DE mit mehreren tangentialen Bohrungen

Die einzelnen Bohrungen werden über ein zusammenhängendes Plenum mit Sekundärluft versorgt.

Die Richtung des Dralls kann bei beiden Drallerzeugerarten durch eine an der xz -Ebene gespiegelte Anbringung der Schlitzte, bzw. Bohrungen variiert werden.

Um direkte Vergleiche zu existierenden Kühlkanalgeometrien ohne Drall ziehen zu können, wird eine Referenzkonfiguration ohne Drall eingeführt. Hierfür wird anstelle der Drallerzeuger eine zylindrische, konzentrische, scharfkantige Querschnittsverengung im Durchmesser von $\varnothing = 85 \text{ mm} \approx 2,833 d$ auf $\varnothing = 30 \text{ mm} \hat{=} 1,0 d$ am ansonsten geschlossenen Ende des Zyklokanals installiert (siehe Abbildung 4.1(a)).

4.1.3 Die Filmkühlkonfiguration

Um möglichst grundlegende Erkenntnisse über die Auswirkungen einer internen Zykloströmung auf die Filmkühlung zu erlangen, wird hier auf eine einfache,

einreihige Filmkühlkonfiguration mit vergleichsweise großem Bohrungsabstand zurückgegriffen. So ist in der Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität ein Einzelstrahlverhalten zu erwarten und die auftretenden Phänomene können isoliert betrachtet und direkt den einzelnen Bohrungen zugewiesen werden, ohne dass sie in einem geschlossenen Kühlfilm verwischt werden.

Die Geometrie der Filmkühlbohrlöcher ist rein zylindrisch gewählt. Aufweitungen, etc. werden aufgrund der erheblich komplexeren Auswirkungen von internen Queranströmungen bei aufgeweiteten Bohrungen (siehe GRITSCH et al. [90]) bewusst vermieden. Die hier verwendeten Filmkühlbohrlöcher sind im Gegensatz zu den Drallbohrungen (siehe Abschnitt 4.1.2) nicht rein tangential zum Zyklonkanal angeordnet, sondern um ca. $1,35 D$ in Richtung Mittellinie versetzt. Dies dient der Simulation von eventuellen Ungenauigkeiten im Fertigungsprozess und verringert die Wahrscheinlichkeit einer potentiellen Anbohrung der Rückwand bei realen Turbinenschaufeln. Die weiteren Filmkühlgeometriedaten sind der Tabelle 4.1 sowie der Abbildung 4.5 zu entnehmen.

Die axiale Positionierung der Filmkühlbohrlöcher im Zyklonkanal ist in Abbildung 4.2 zu sehen. Die Distanz zwischen scharfkantigem Einlauf zur ersten Filmkühlbohrung misst, wie die Distanz von „bottom“-DE zur ersten Bohrung, $44,5 D$, bzw. 178 mm . Ca. $28,75 D$, bzw. 115 mm stromab des letzten Filmkühlbohrlochs (Nr. 8) folgt eine konische Querschnittskontraktion im Winkel von 16° auf einen Durchmesser von $\varnothing_{out} = 19 \text{ mm} \approx 0,633 d$. Der Abstand zwischen den Filmkühlbohrlöchern entspricht dem Abstand zwischen den Drallbohrungen. Somit können die einzelnen

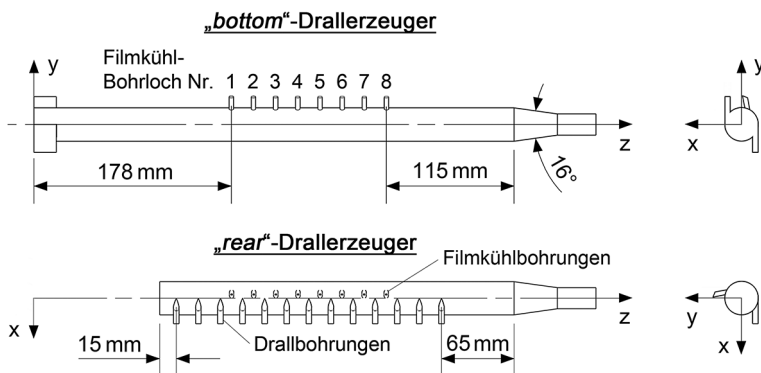


Abbildung 4.2: Die Positionierung der Filmkühlbohrungen am Zyklonkanal bei den unterschiedlichen Drallerzeugern (nach [106])

Größe	Definition
Bohrungsform	zylindrisch
Bohrungsdurchmesser	$D = 4 \text{ mm}$
Anzahl Bohrlöcher pro Reihe	8
Anzahl Bohrungsreihen	1, bzw. 2 gegenüberliegend
Anstellwinkel zur Oberfläche	$\alpha = 59^\circ$
Lateraler Winkel zur Oberfläche	$\phi = 0^\circ$
Bohrungslänge	$L/D = 3$
Bohrungsteilung	$P/D = 5$

Tabelle 4.1: Filmkühlgeometriedaten

Bohrungen am Zyklonkanal alternierend entlang der z -Achse angebracht werden. Die Nummerierung der Filmkühlbohrlöcher verläuft in Strömungsrichtung der Sekundärluft.

Um in einem weiteren Schritt die Auswirkungen der Interaktion mehrerer Bohrungsreihen an einem Zyklonkanal untersuchen zu können, wird nach abgeschlossener Vermessung der Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe eine zweite, gespiegelt gegenüberliegende Bohrungsreihe eingeführt (siehe Abbildung 4.3(b)).

Um Erkenntnisse über den Einfluss unterschiedlicher Bohrungsteilung auf die Bildung eines geschlossenen Kühlfilms zu gewinnen, wird eine weiter hochskalierte Filmkühlgeometrie verwendet. Dies wird jedoch separat in Abschnitt 4.6 besprochen.

4.1.4 Die Modellschaufelgeometrie und der Messbereich von η_{AW}

Aufgrund der Umlenkung der Hauptströmung sowie der diversen Geometrievariationen (V-Stellung, Schränkung, Sichelung, Pfeilung, etc.) von Turbinenschaufelgittern in Triebwerken (siehe THALER et al. [128]), bilden sich verschiedene Sekundärströmungsstrukturen, wie zum Beispiel der Passagenwirbel, etc. aus. Diese beeinflussen die Hauptströmung, was wiederum direkten Einfluss auf die Filmkühlbildung hat. Da derartige Effekte nicht Bestandteil dieser Untersuchungen sein sollen, wird die Anzahl der verwendeten Schaufeln auf eine reduziert und deren Geometrie möglichst einfach gewählt.

Das hier verwendete Schaufelmodell ist symmetrisch (siehe Abbildung 4.3), bildet einen geraden Zylinder und basiert im vorderen Bereich auf einer skalierten, saugseitigen Schaufelvorderkante einer Hochdruckturbinen-Rotorschaufel (AG Tur-

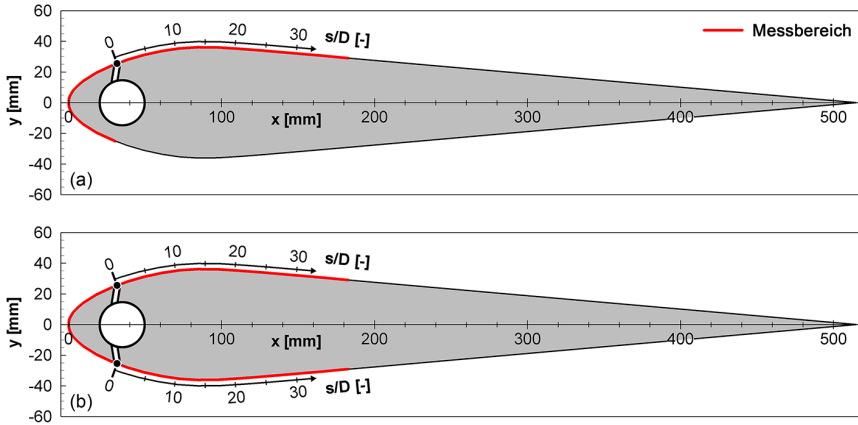


Abbildung 4.3: Koordinatensystem der Schaufelmodells und der Messbereich bei Konfigurationen mit (a) einer Bohrlochreihe und (b) zwei Bohrlochreihen

bo Schaufel B, siehe z. B. BEECK [129], ARDEY [130]). Ab einer Schaufeltiefe von $x/\Upsilon = 16,4\%$ beschreibt die Schaufelkontur ein Übergangspolynom, welches ab $x/\Upsilon = 35\%$ in eine Gerade bis zur Hinterkante übergeht. Die Sehnenlänge misst $\Upsilon = 515$ mm und die Spannweite $H = 275$ mm. Das Profil weist eine relative Dicke von $\Theta/\Upsilon = 14,02\%$ bei einer Dickenrücklage von $x/\Upsilon = 17,1\%$ auf. Die Koordinaten des Schaufelprofils sind in Anhang A.1 zu finden. Auch in HASLINGER [111] wird diese Schaufelgeometrie für Ammoniak-Diazo-Filmkühluntersuchungen der Vorderkante verwendet.

Dieses Profil zeigt bei der verwendeten Hauptströmungs-Re-Zahl (siehe Abschnitt 4.1.6) eine Neigung zur Bildung einer Ablöseblase. Um dies zu verhindern, wird bei den Messungen der η_{AW} -Verteilung die Diazofolie (siehe Abschnitt 3.3) derart auf der Schaufel angebracht, dass die Endkante der Folie auf der gegenüberliegenden Seite der Filmkühlbohrlöcher bei identischer relativer Sehnenlänge x/Υ zu liegen kommt (siehe Abbildung 4.3(a): Messbereich). So wird die Grenzschicht einerseits durch die Ausblasung der Sekundärluft durch die Bohrungen und andererseits durch die Folienkante auf beiden Schaufelseiten nahezu symmetrisch zum Umschlag gezwungen. Aufgrund des turbulenten Charakters der Grenzschicht stromab dieser Positionen und des hierdurch gesteigerten Impulseintrags hin zur Schaufeloberfläche wird die Entstehung einer Ablöseblase unterbunden. Durch diese symmetrische Triggerung wird somit eine scheinbare Wölbung des Profils aufgrund einer einseitigen Ablöseblase verhindert.

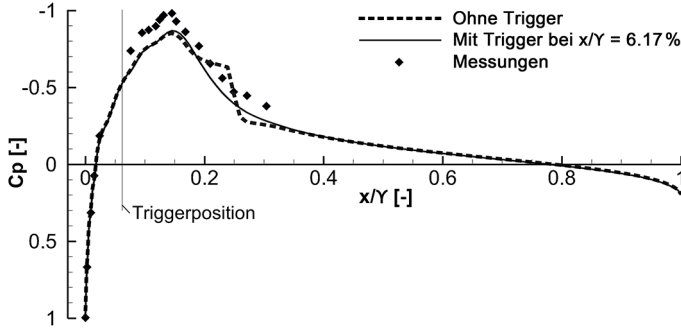


Abbildung 4.4: C_p -Verlauf entlang der Oberfläche des Schaufelmodells bei $Re_{\infty, \tau} = 750\,000$
(Linien: X-Foil Berechnungen, Punkte: Messungen)

Mit der 2D-Profilberechnungs-Software X-FOIL (siehe DRELA [131]) kann dies mit Hilfe der Verteilung des Druckbeiwertes C_p (Gleichung 4.1) entlang der Schaufeloberfläche veranschaulicht werden (siehe Abbildung 4.4).

$$C_p = \frac{p_{stat} - p_{stat, \infty}}{\frac{\rho}{2} U_{\infty}^2} = \frac{p_{stat} - p_{stat, \infty}}{p_{tot, \infty} - p_{stat, \infty}} \quad (4.1)$$

Die Ablöseblase, welche im C_p -Verlauf ohne Triggerung sichtbar ist (vgl. DRELA [131], WÜRZ [132], MAUCHER [133], EISENBACH [134]), wird bei künstlich erzwungenem Grenzschichtumschlag bei einer relativen Schaufelposition von $x/\Upsilon = 6,17\%$ (Position der Filmkühlbohrungen) unterdrückt. Messungen des statischen Wanddruckes, bei Triggerung der Grenzschicht mit Hilfe eines aufgeklebten Zackenbandes an der Filmkühlbohrungs-Position, zeigen einen ähnlichen C_p -Verlauf, wenngleich die Druckbeiwert-Amplitude durch X-FOIL leicht unterschätzt wird. Die Messunsicherheit der C_p -Bestimmung liegt hier bei $\pm 0,01$.

Bei den Konfigurationen mit zwei gegenüberliegenden Bohrlochreihen (siehe Abbildung 4.3(b)) findet die Triggerung beidseitig durch die Ausblasung der Sekundärluft statt. Die Diazofolie wird hier ebenfalls komplett um die Vorderkante herum geführt, um eine glatte Oberflächenkontur auf beiden Schaufelseiten zu gewährleisten.

4.1.5 Integration und Konfigurationsübersicht

Die Integration des Zyklonkanals sowie der beiden Drallerzeuger in das Schaufelmodell ist in Abbildung 4.5 dargestellt. Um Kanten in der Wand des Zyklonkanals

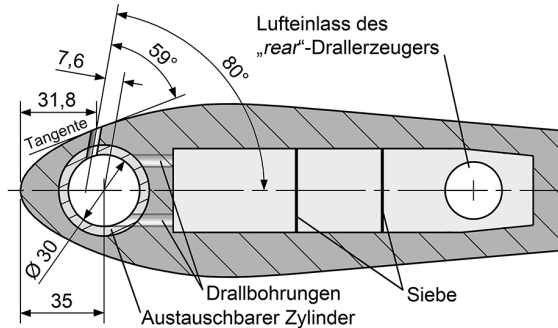


Abbildung 4.5: Die Integration der Filmkühlgeometrie und der Drallerzeugerbohrungen im Schaufelmodell (Längenmasse in mm)

zu vermeiden, ist dieser als austauschbarer Zylinder gestaltet. Je nachdem ob und welche Drallbohrungen genutzt werden (z. B. bei Änderung der Drallrichtung), wird ein jeweiliger Zylinder mit den entsprechend durchgehenden Bohrungen eingesetzt. Um zu gewährleisten, dass die Kanten zwischen Zyklonkanal-Zylinder und Schaufelmodell in den Filmkühlbohrlöchern möglichst gering ausfallen, werden die Zylinder bei der Herstellung jeweils nacheinander im Schaufelmodell eingepasst und die Filmkühlbohrungen im eingebauten Zustand mit einer Kamm-Elektrode erodiert. Um Einflüsse der Grenzschichten aufgrund der Prüfstandswände zu minimieren, sind die Filmkühlbohrlöcher spannweitig etwa in der Mitte des Schaufelmodells angeordnet. Das Plenum für den „rear“-DE ist im hinteren Teil der Modellschaufel installiert. Zwei Siebe sorgen nach der beidseitigen 90°-Einblasung der Sekundärluft für eine möglichst gleichmäßige Zuströmung der einzelnen Drallbohrungen.

Die Benennung der Drallrichtung wird festgelegt durch das Vorzeichen des Skalarprodukts zwischen Geschwindigkeitsvektor der Zyklonströmung im Zyklonkanal nahe des Filmkühlbohrungseintritts und des Vektors der Filmkühlbohrlochachse nach Außen zeigend. Bei der Einströmung in eine Filmkühlbohrung wird die Sekundärluft somit bei sog. „positiver Drallrichtung“ um weniger als 90° umgelenkt und bei „negativer Drallrichtung“ um mehr als 90°. Die Definition des Koordinatensystems des Schaufelmodells ist Abbildung 4.3 zu entnehmen, wobei die z -Achse die x - und y -Achse zu einem orthogonalen, rechtshändigen Koordinatensystem ergänzt.

Aus den verschiedenen Kombinationsmöglichkeiten von Drallerzeuger- mit Filmkühlkonfigurationen, entsteht die zu vermessende Konfigurationsübersicht (siehe Abbildung 4.6). Um die einzelnen Konfigurationen auseinander halten zu können,

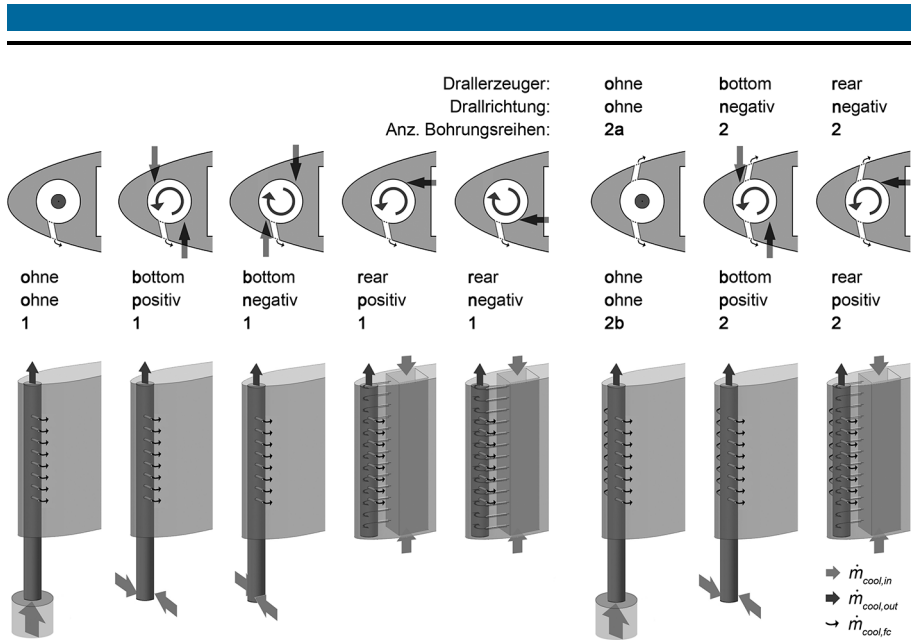


Abbildung 4.6: Konfigurationsübersicht (schematisch, nach [106])

wird ihre Namensgebung folgendermaßen definiert: Ein Buchstabe für den Drallerzeugertyp (**b**: Zwei tangentielle Schlitzte „bottom“; **r**: Tangentielle Bohrungen „rear“; **o**: Ohne Drall), danach ein Buchstabe für die Drallrichtung (**p**: Positiv; **n**: Negativ; **o**: Ohne Drall) und anschließend eine Zahl für die Anzahl der verwendeten Bohrungsreihen (**1** oder **2**). Um die beiden Seiten im speziellen Fall der symmetrischen Konfiguration ohne Drall mit zwei Bohrungsreihen (**oo2**) unterscheiden zu können, wird hier ein weiterer Buchstabe eingeführt (**a** oder **b**).

4.1.6 Betriebspunkte

Wie auch bei den Konfigurationen, wird die Wahl der Betriebspunkte in enger Absprache mit dem Industriepartner getroffen. Ziel ist es, eine möglichst hohe Übereinstimmung mit den im Triebwerk vorherrschenden Gegebenheiten zu schaffen. Trotzdem sind einige Abweichungen von diesen Betriebsparametern notwendig. Zum Beispiel werden, aufgrund der Anforderungen des verwendeten Ammoniak-Diazo-Messverfahrens (siehe Abschnitt 3.3), alle Experimente bei Raumtemperatur und bei identischen Temperaturen von Hauptströmung und der Sekundärluft durch-

geführt. Somit wird bei gleichem statischen Druck das Dichteverhältnis zwischen Sekundärluft und Hauptströmung zwingend zu $DR \approx 1$ (im realen Triebwerk ist nach HAN et al. [6]: $DR \approx 2$).

Für alle hier verwendeten Geschwindigkeiten gilt: $Ma < 0,3$, d.h. die Strömung kann hinreichend genau als inkompressibel angesehen werden. Die Geschwindigkeit der Hauptströmung wird mit der Reynoldszahl bezogen auf die Modellschaufelhöhe von $Re_{\infty,H} = 400\,000$ für alle Betriebspunkte als konstant vorgegeben. Dies entspricht einer Re-Zahl bezogen auf die Schaufeltiefe von $Re_{\infty,T} \approx 750\,000$, bzw. $Re_{\infty,D} \approx 5800$, bezogen auf den Filmkühlbohrlochdurchmesser. Die Geschwindigkeit der Hauptströmung direkt über den Bohrlöchern wird durch das Schaufelprofil beschleunigt. Mit der Verteilung des Druckbeiwertes C_p (siehe Abbildung 4.4) kann die Übergeschwindigkeit an der Profiloberfläche mit der Gleichung 4.2 (aus Gleichung 4.1, mit Bernoulli reibungsfrei) berechnet werden. Am Ort der Filmkühlbohrung ($x/T = 6,17\%$) wird der Überhöhungsfaktor der Geschwindigkeit zu 1,24. Somit ergibt sich eine lokale Umströmungs-Re-Zahl bei den Filmkühlbohrlöchern von: $Re_{\infty,D,lok} \approx 7200$.

$$\begin{aligned} U_{\infty,lok} &= f(x/T) \\ &= \sqrt{1 - C_{p,lok}} U_{\infty} \end{aligned} \quad (4.2)$$

Die Einstellparameter, welche die verschiedenen Fluidmassenströme der Sekundärluft (siehe Abbildung 4.6) bestimmen, sind die Ausblaserate M und die Filmkühlabnahme FKA . Diese beiden Parameter sind folgendermaßen definiert:

$$M = \frac{\rho_{cool} U_{cool}}{\rho_{\infty,lok} U_{\infty,lok}} \quad (4.3)$$

$$FKA = \frac{\dot{m}_{cool,in} - \dot{m}_{cool,out}}{\dot{m}_{cool,in}} = \frac{\dot{m}_{cool,fc}}{\dot{m}_{cool,in}} \quad (4.4)$$

Der über die Filmkühlbohrungen austretende Massenstrom $\dot{m}_{cool,fc}$ wird bei konstanter Hauptstromgeschwindigkeit über M festgelegt und über die Differenz des in den Zyklonkanal ein- und austretenden Massenstroms reguliert. Somit wird dieser, und folglich auch M , bzw. FKA , jeweils global, d.h. gemittelt über alle Filmkühlbohrungen eingestellt. Die Verteilung der lokalen Ausblaserate m über die einzelnen Bohrungen kann nicht vorgegeben werden. Diese stellt sich jeweils in Abhängigkeit der vorherrschenden Strömungsverhältnisse im Zyklonkanal ein. Die relative Querströmungsgeschwindigkeit im Zyklonkanal wird über die Filmkühlabnahme bestimmt.

$\approx \overline{Re}_{cool,in,d} 10^{-3} [-]$		1 Bohrungsreihe				2 Bohrungsreihen		
		M [-]				M [-]		
		0,6	0,8	1,0	1,2	0,6	0,8	1,0
FKA [-]	20 % (*23 %)	22,5	30,0	37,5	39,0*	-	-	-
	35 %	12,8	17,1	21,4	25,6	25,6	34,2	42,8
	50 %	9,0	12,0	15,0	18,0	18,0	24,0	30,0

Tabelle 4.2: Massenstromgemittelte Zuström-Re-Zahlen der Sekundärluft aller Betriebspunkte, jeweils bezogen auf den Durchmesser des Zyklonkanals

Durch Absenken der Filmkühlabnahme bei konstantem M (und somit konstantem $\dot{m}_{cool,fc}$) wird die mittlere axiale Geschwindigkeit im Zyklonkanal erhöht.

Aufgrund konstantem Re_{∞} sind die Betriebspunkte jeweils über die beiden globalen Einstellgrößen M und FKA definiert und werden im Folgenden mit M/FKA (z. B. 0,6/50 %) gekennzeichnet. Die Variation der Betriebspunkte ist in Tabelle 4.2 aufgelistet. Um diese mit anderen Arbeiten zur internen Zyklonkühlung (WINTER [10], KOBIELA [11]) vergleichen zu können, sind hier die zugehörigen massenstromgemittelten Einström-Re-Zahlen $\overline{Re}_{cool,in,d}$ in Bezug auf den Zyklonkanaldurchmesser aufgelistet.

Aufgrund von Prüfstandsbetriebsgrenzen kann bei einer Bohrlochreihe der Betriebspunkt 1,2/20 % nicht erreicht werden. Als Ersatz für diesen Betriebspunkt wird hier 1,2/23 % gewählt. Dies verändert das Ergebnis nicht grundlegend, muss jedoch beim Ergebnisvergleich beachtet werden. Da sich bei zwei Bohrlochreihen die Sekundärluftmassenströme jeweils verdoppeln, werden hier aus dem identischen Grund die niedrigsten Filmkühlabnahmen nicht vermessen.

4.2 Vermessung der adiabaten Filmkühleffektivitätsverteilung

Mit Hilfe der erweiterten Online-kalibrierten Ammoniak-Diazo-Messmethode (siehe Abschnitt 3.3) wird auf der Oberfläche der Modellturbinenschaufel die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivitäten bei den oben vorgestellten Konfigurationen und Betriebspunkten (siehe Abschnitt 4.1) vermessen. Hierfür wird das Schaufelmodell mitsamt Drallerzeuger in den Zyklon-Filmkühlprüfstand integriert, welcher die Aufgabe hat, die Hauptströmung sowie auch die Zu- und Abführung des Sekundärluftmassenstroms bereitzustellen.

4.2.1 Der Zyklon-Filmkühlprüfstand

Der Hauptstrom wird durch einen im Saugbetrieb arbeitenden Unterschallwindkanal mit geschlossener Messstrecke und offener Rückführung realisiert (siehe Abbildung 4.7). Ein 45 kW Radialventilator, welcher sich rund 14,6 Sehnenlängen stromab der Endkante des integrierten Schaufelmodells befindet, betreibt den Kanal. Mit vier Sieben und einem Gleichrichter wird die aus der Laborhalle angesaugte Luft vergleichmäßig. Der Messkammerquerschnitt misst 550 mm x 275 mm. Das Schaufelmodell kann zum Anbringen und Ablösen der Diazofolien zwischen den einzelnen Experimenten aus der Messkammer herausgehoben werden und wird beim Wiedereinbau durch eine in der Messkammer verbleibende Bodenplatte sowie Passstiften jeweils exakt positioniert und ausgerichtet.

Die Sekundärluft wird durch einen Seitenkanalverdichter zur Verfügung gestellt, welcher Luft aus der Laborhalle ansaugt. Durch die Druckerhöhung in diesem Gebläse wird die Temperatur der Sekundärluft auf über 70 °C angehoben und muss entsprechend den Anforderungen des Ammoniak-Diazo-Messverfahrens zurück auf Umgebungstemperatur gekühlt und anschließend befeuchtet werden (vgl. JUNG [70]). Die Kühlung erfolgt mittels Durchströmen eines mit Kühlwasser durchflossenen Rohrbündelkühlers. Die anschließende Befeuchtung wird durch zwei Nebeldüsen in einem geschlossenen Wassertank gewährleistet, welche mit 5 bar betrieben werden und Nebeltröpfchen mit einem Durchmesser von $\varnothing \approx 90 \mu\text{m}$ mit einem Winkel von 90° zum Sekundärluftmassenstrom einblasen. Dieser Wassertank dient als Kühlwasserreservoir und wird mit Hilfe eines Durchlaufkühlers auf konstanter Temperatur gehalten. Damit sich stromab dieser Befeuchtungsanlage keine Tröpfchen mehr in der Kühlluft befinden, welche die Ergebnisse auf den Diazofolien verschmieren könnten, sind Tropfenabscheider installiert. In der nachgeschalteten Mischkammer kann der Sekundärluft Ammoniakgas 3.8 (Reinheit $\geq 99,98\%$) in einem Volumenanteil von 0,5 % bis 3 % beigemischt werden. Die Zeitdauer und Konzentration der NH_3 -Einspritzung wird über eine Prüfstandssteuerung geregelt. Für die Online-Kalibrierung der Ammoniak-Diazo-Technik wird vor dem Einströmen in den Zyklonkanal ein kleiner Teil der Sekundärluft abgezweigt. Mit einer doppelflutigen Membranpumpe wird einerseits diese abgezweigte Sekundärluft und andererseits Luft aus der Laborhalle angesaugt und der Kalibriereinheit (siehe Abbildung 3.1) zugeführt. Rückschlagventile verhindern ein Rückströmen aus den Plenen dieser Kalibriereinheit. Ein Radialventilator mit einem Bypasssystem um die Kalibriereinheit herum ist der Membranpumpe vorgeschaltet, um eine Rückwirkung der Pulsation auf den Massenstrom der in den Zyklonkanal einströmenden Sekundärluft zu verhindern (siehe Abbildung A.3 in Anhang A.2.1).

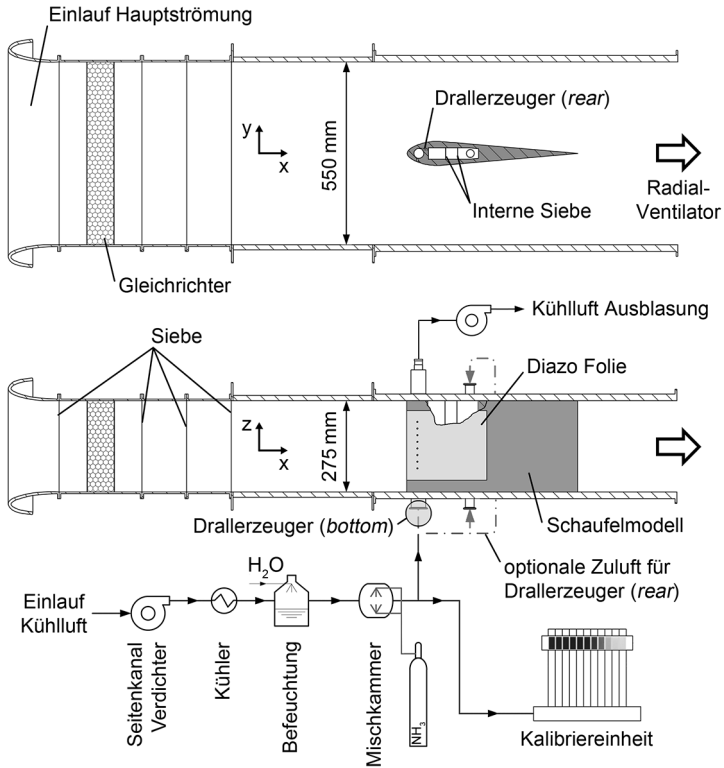


Abbildung 4.7: Der Zyklon-Filmkühlprüfstand: Schnitt und Seitenansicht, mit vereinfachter, schematischer Darstellung des Sekundärluftstranges (nach [106])

Ein Teil des in den Zyklonkanal einströmenden Sekundärluftmassenstroms ($\dot{m}_{cool,in}$) verlässt das Schaufelmodell über die Filmkühlbohrungen ($\dot{m}_{cool,fc}$). Der restliche Teil ($\dot{m}_{cool,out}$) wird an der Spitze der Schaufel mittels eines weiteren Seitenkanalverdichters abgesaugt. Alle Luftauslässe der Sekundärluft sowie der Hauptströmung befinden sich außerhalb der Laborhalle, um eine Kontamination der Hauptströmung mit Ammoniakgas, bzw. eine Verletzung der Bedingung $C_\infty = 0$ zu verhindern. In Anhang A.2 sind der gesamte Aufbau des Zyklon-Filmkühlprüfstands in der Laborhalle (siehe Abbildung A.1) und ein Foto der Messstrecke mit eingebautem Schaufelmodell (siehe Abbildung A.2) dargestellt. Der detaillierte Aufbau des Sekundärluftstranges sowie die Positionierung der einzelnen Sensoren im Prüfstand werden aus Abbildung A.3 ersichtlich.

Sensorik

Die Druckmessdatenerfassung übernimmt ein 16 Kanal Differenzdruck-Aufnehmer „NetScanner 9116“ der Firma *Pressure Systems*. Der jeweilige Referenzdruck ist der Umgebungsdruck in der Laborhalle, welcher mittels eines Absolutdrucksensors „144SC0811BARO“ der Firma *Sensortecnics* erfasst wird. Dieser Sensor ist wiederum kalibriert über ein Barometer „Model 370“ der Firma *Setra*. Die Temperaturerfassung wird mit einem „CompactDAQ“ der Firma *National Instruments* mit den Modulen „NI 9211“ für Thermoelemente (mit internem Temperaturabgleich, vgl.: CZICHOS UND HENNECKE [120] oder NITSCHKE UND BRUNN [135]) und „NI 9217“ für Widerstandsthermometer (PT100) in Vierleiterschaltung durchgeführt. Alle Thermoelemente sind Ausführungen des Typs T (Kupfer - Konstantan (CuNi)) und sind jeweils über ein geeichtes, fadenkorrigiertes Quecksilberthermometer kalibriert. Weitere verwendete CompactDAQ-Module sind das „NI 9215“ zur Erfassung von analogen Spannungen und das „NI 9263“ zur analogen Spannungsausgabe (Steuerung der NH_3 Einspritzung).

Die Hauptstromgeschwindigkeit bzw. $Re_{\infty,H}$ wird mittels der statischen und der totalen Druckabnahme eines Prandtlrohrs sowie eines Thermoelements ca. 270 mm stromauf der Vorderkante des Schaufelmodells bestimmt. Um die Anströmung des Schaufelmodells möglichst nicht zu beeinflussen, ist die Sonde 170 mm außermittig angebracht. Dies ist zulässig, da eine Strömungsfeldtraverse eine homogene Re-Zahl Verteilung zeigt (siehe Abschnitt 4.2.3).

Die Bestimmung der Sekundärluftmassenströme erfolgt für $\dot{m}_{cool,in}$ mit einer Blendenmessstrecke nach „DIN EN ISO 5167-2“ und für $\dot{m}_{cool,out}$ über ein Schwebekörper-Durchflussmessgerät „D10A11“ der Firma *ABB* mit vorgeschalteter Dichtebestimmung per statischer Druckabnahme, jeweils mit vier Wanddruckbohrungen in einer sog. „Triple-T“-Verschaltung, und einem Thermoelement. Die beiden Massenströme werden mit Hilfe von Schiebern manuell nach Vorgaben aus der Prüfstandssteuerungssoftware eingestellt. Eine unterschiedliche Massenstrombestimmung ist aufgrund der Grenze für den minimal zugelassenen Massenstrom für Messblenden bzw. der höheren Genauigkeit von Messblenden notwendig. Für die Regelung des NH_3 -Massenstroms für die Zumischung zur Sekundärluft wird ein Massendurchflussregler „El-Flow F201AC“ der Firma *Bronkhorst* eingesetzt. Für die Regelung der NH_3 -Konzentration in der Sekundärluft wird der Sekundärluftmassenstrom vor der Zumischung mittels eines Massendurchflussmessers „In-Flow F-106AZ“ derselben Firma bestimmt.

Um die Bedingungen der Verfärbungsreaktion auf der Diazofolie in der Kalibriereinheit und auf der Modellschaukel möglichst identisch zu halten, wird die Temperatur

der austretenden Sekundärluft in der Filmkühlbohrung Nr.8 mit einem Widerstandsthermometer gemessen. Diese Temperatur wird mit der Temperatur des Hauptstroms, den Temperaturen der Fluidströme in den beiden Plenen der Kalibrierkammer und mit der Temperatur der temperierbaren Rückwand, auf welcher der Kalibrierstreifen aufgeklebt ist (siehe Abschnitt 3.4), verglichen.

Die Digitalisierung der resultierenden Grauwerte auf den Diazofolien erfolgt durch einen Flachbettscanner „ScanMaker 9800XL“ der Firma *Microtek*. Die Grauwertverteilung der Resultatfolie von der Messschaufel sowie des Kalibrierstreifens aus der Kalibriereinheit werden gleichzeitig digitalisiert, um Ungenauigkeiten durch eventuell auftretende Unterschiede in der Scannerlampenhelligkeit, etc. auszuschließen. Der Scanner weist folgende Eigenschaften auf:

- CCD Scanner mit Kaltkathodenlampe
- Scanfläche: 430 mm x 305 mm (> DIN-A3)
- Mehrfach Abtastung zur Reduktion des Bildrauschens: 16 fach
- Grauwertauflösung: 16 bit
($\hat{=}$ 65 536 Stufen \rightarrow 0: Schwarz, 65 535: Weiß)
- Native flächige Auflösung: 1600 dpi x 3200 dpi
($\hat{=}$ 15,9 μm /Pixel x 7,9 μm /Pixel)

Frühere Messungen mit der Ammoniak-Diazo-Technik sind meist mit einer flächigen Auflösung von 150 dpi x 150 dpi ($\hat{=}$ 169,3 μm /Pixel x 169,3 μm /Pixel) und einer Grauwertauflösung von 8 bit ($\hat{=}$ 256 Stufen) digitalisiert (siehe z. B. DÜCKERSHOFF [60], JUNG [70], HASLINGER [111]). Um der laufenden Weiterentwicklung der Scanner-Technologie Rechnung zu tragen und um lokale Phänomene um die Filmkühlbohrlöcher herum besser auflösen zu können, wird hier eine flächige Auflösung von 600 dpi x 600 dpi ($\hat{=}$ 42,3 μm /Pixel x 42,3 μm /Pixel) und eine Grauwertauflösung von 16 bit verwendet. Auf eine weitere Steigerung der flächigen Auflösung hin zur nativen Auflösung des Scanners wird jedoch bewusst verzichtet. Die enormen Datenmengen, welche hieraus entstünden, würden nur einen vergleichsweise kleinen Gewinn an Zusatzkenntnissen bringen. Auch die Verarbeitung der Daten (siehe Abschnitt 3.5) würde aufgrund des hohen Speicherbedarfs an ihre Grenzen stoßen.

Messunsicherheit der Betriebspunktgrößen

Aufgrund von Messunsicherheiten der einzelnen Sensoren sind auch die daraus berechneten Betriebspunkt-Parameter des Prüfstandes mit Unsicherheiten belastet.

Mit Hilfe des Gauß'schen Fehlerfortpflanzungsgesetzes kann diese resultierende Unsicherheit ΔY einer über die Modellfunktion f zu berechnenden Größe Y , unter Annahme von annähernd linearem Verhalten von f im Bereich der jeweiligen Einzelunsicherheiten Δx_j , gemäß Gleichung 4.6 abgeschätzt werden.

$$Y = f(x_1, \dots, x_k) \quad (4.5)$$

$$\Delta Y = \sqrt{\sum_{j=1}^k \left[\left(\frac{\partial f}{\partial x_j}(x_j) \Delta x_j \right)^2 \right]} \quad (4.6)$$

Zur Illustration wird dieses Verfahren in Anhang A.2.3 zur Bestimmung von $\Delta Re_{\infty, H}$ ausgeführt. Die hierfür benötigten jeweiligen Sensorunsicherheiten sind in Anhang A.2.2 zu finden. Die resultierende Messunsicherheit für $Re_{\infty, H}$ beläuft sich hier auf $\pm 1,48\%$. Dies entspricht jedoch nicht der wirklich im Experiment vorherrschenden Unsicherheit von $Re_{\infty, H}$. Aufgrund von leichten Fluktuationen der Temperatur der angesaugten Luft und von variierenden Luftströmungen außerhalb des Laborgebäudes kann die eingestellte Hauptströmungs-Re-Zahl zusätzlich während eines Versuchs schwanken. Im Anschluss an die Experimente kann die Schwankungsbreite dieser Größe analysiert und quantifiziert werden. Hierfür ist in Abbildung 4.8 ein Histogramm der relativen Abweichung aller rund 69000 während den Messungen am Zyklon-Filmkühlprüfstand aufgezeichneten Re_{∞} -Zahlen dargestellt. Zusätzlich ist die Normalverteilung für die ermittelte Standardabweichung von $\sigma = 0,38\%$ um die Nenn-Re-Zahl eingetragen. Die Breite des 95%-Vertrauensintervalls dieser Normalverteilung liegt nach DMK/DPK [136] bei $1,96\sigma = 0,75\%$. Somit wird die aus Fluktuationen und Messunsicherheit kombinierte relative Einstellunsicherheit für den Betriebsparameter Hauptström-Re-Zahl zu $\pm 2,23\%$.

Die aus dem Gauß'schen Fehlerfortpflanzungsgesetz resultierenden relativen Messunsicherheiten der beiden weiteren Betriebspunktparameter M und FKA sind betriebspunktabhängig in Tabelle 4.3 bzw. Tabelle 4.4 aufgelistet. Der Ursprung dieser vergleichsweise großen Messunsicherheiten liegt an der unumgänglichen Tatsache, dass der zu bestimmende Massenstrom $\dot{m}_{cool,fc}$, welcher durch die Filmkühlbohrlöcher austritt, nur über eine Differenzbildung der jeweils schon unsicherheitsbehafteten zu- und abströmenden Sekundärluftmassen bestimmt werden kann. Somit werden die Unsicherheiten der beiden Massenstrommessungen addiert. Das Schwebekörperdurchflussmessgerät zur Ermittlung von $\dot{m}_{cool,out}$ ist ohne digitale Rückführung in die Prüfstandssteuerungssoftware ausgestattet. Eine Bestimmung der Einstellunsicherheiten für M und FKA ist infolge dessen nicht möglich.

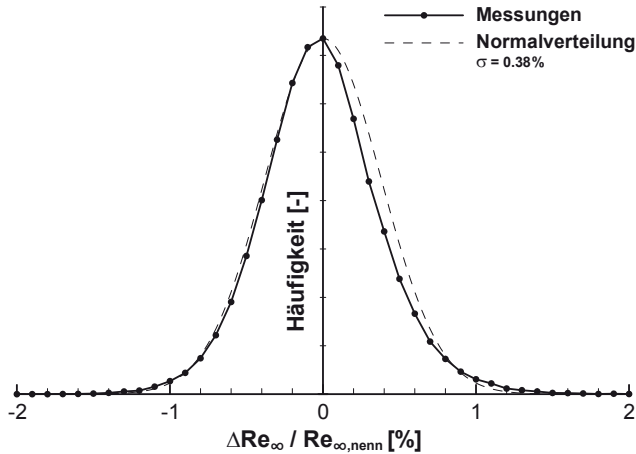


Abbildung 4.8: Das Histogramm aller, während den η_{AW} -Messungen am Zyklon-Filmkühlprüfstand aufgezeichneten Hauptstrom-Re-Zahlen $Re_{\infty, H}$

$\frac{\Delta M}{M} [\%]$		1 Bohrungsreihe				2 Bohrungsreihen		
		M [-]				M [-]		
		0,6	0,8	1,0	1,2	0,6	0,8	1,0
FKA [-]	20 % (*23 %)	10,25	9,30	8,85	7,50*	-	-	-
	35 %	7,31	6,14	5,48	5,16	5,09	4,68	4,56
	50 %	6,52	5,08	4,32	3,95	3,84	3,36	3,11

Tabelle 4.3: Die relative Messunsicherheit der globalen Ausblaserate M über den verschiedenen Betriebspunkten

$\frac{\Delta FKA}{FKA} [\%]$		1 Bohrungsreihe				2 Bohrungsreihen		
		M [-]				M [-]		
		0,6	0,8	1,0	1,2	0,6	0,8	1,0
FKA [-]	20 % (*23 %)	10,28	9,33	8,88	7,53*	-	-	-
	35 %	7,37	6,18	5,52	5,20	5,13	4,74	4,64
	50 %	6,71	5,18	4,40	4,01	3,91	3,43	3,20

Tabelle 4.4: Die relative Messunsicherheit der globalen Filmkühlabnahme FKA über den verschiedenen Betriebspunkten

4.2.2 Ablauf einer Messung von η_{AW}

Um die verschiedenen Maßnahmen aufzuzeigen, welche bei der Vermessung der adiabaten Filmkühleffektivitätsverteilung mit der Online-kalibrierten Ammoniak-Diazo-Messmethode zur Erzeugung möglichst hochwertiger Resultate getroffen werden, wird hier der Messablauf eines Einzelexperiments dargestellt.

Die Diazofolien werden in einem Kühltankschrank gelagert, um ihre Haltbarkeit zu erhöhen. Um Grauwertverfärbungen durch Fingerabdrücke und Ähnliches zu vermeiden, ist das Tragen von puderfreien Latex-Handschuhen beim Arbeiten mit den Folien unumgänglich. Aufgrund der Empfindlichkeit der Diazo-Moleküle gegenüber UV-Strahlung wird der gesamte Ablauf ohne künstliches Licht durchgeführt. Einzige Ausnahme hiervon ist die optische Kontrolle der Ausrichtung der Diazofolie auf dem Schaufelmodell mit einer Lampe mit UV-Filter.

Um eine möglichst hohe Geometrietreue zu wahren, werden die Filmkühlbohrlöcher mit Hilfe eines Computer-gesteuerten Schneideplotters aus den Diazofolien ausgeschnitten. Im Gegensatz zu einer Lochung mittels Stanzen (siehe HASLINGER [111]) sind die Kanten der ausgeschnittenen Löcher nicht mit einem Grat behaftet. Da es für die Strömungsvorgänge nahe der Filmkühlbohrlöcher wichtig ist, dass die Folie die Löcher in keinsten Weise abdeckt (siehe z. B. JOVANOVIĆ et al. [79]), sind die Halbachsen der ellipsenförmigen Löcher der Folie, im Vergleich zu den eigentlichen Bohrlochellipsen des Schaufelmodells, jeweils 15 % größer ausgeführt. Infolge des nur sehr geringen Verzerrungseinflusses der Krümmung der Schaufeloberfläche auf die Ellipsen, wird auf eine Korrektur dieser Oberflächenkrümmung verzichtet.

Anschließend wird der Kalibrierstreifen mit einer Schere von der Messfolie abgetrennt und in die Kalibriereinheit eingelegt. Die Positionierung der Folie auf dem Schaufelmodell und die gleichzeitige Ausrichtung an den Filmkühlbohrungen erfolgen manuell. Die Oberfläche des Schaufelmodells ist leicht mit lösbarem Sprühkleber eingesprüht, welcher beim Ablösen der Folie nach dem Experiment vollständig auf dem Schaufelmodell verbleibt. Im Vergleich zur Verwendung einer doppelseitigen Klebefolie als Träger wird mit Sprühkleber die Geometrie des Schaufelmodells nur unwesentlich aufgedickt.

Nach dem Einbau des Schaufelmodells im Prüfstand wird der Betriebspunkt über eine Prüfstandssoftware eingestellt. Die Sekundärluftmassenströme müssen iterativ eingestellt werden. Sind die Betriebsparameter konstant und die Temperaturdifferenzen der Hauptströmung zur Sekundärluft und zur Folienrückwand der Kalibriereinheit kleiner als $0,5^{\circ}\text{C}$, wird der eigentliche Messvorgang gestartet und Ammoniakgas für eine Zeitdauer von rund 60 bis 300 Sekunden mit einem Volumenanteil zwischen 0,5 % und 3,0 % der Sekundärluft beigemischt. Nach Beendigung

des Einspritzvorgangs werden die Prüfstandsparameter noch für einige Minuten konstant gehalten, bis das NH_3 vollständig aus den verschiedenen Abluftkanälen ausgeblasen ist.

Nach dem Herunterfahren des Prüfstandes und dem Ausbau des Schaufelmodells wird die Diazofolie des Schaufelmodells, wie auch diejenige der Kalibriereinheit, vorsichtig abgelöst, beschriftet und mit einem UV-Strahler fixiert. Es folgen die Digitalisierung und die Archivierung in Klarsichthüllen.

4.2.3 Vermessung der Zuströmung der Messkammer

Die Strömungsqualität der Hauptströmung ist ein wichtiger Parameter für Filmkühluntersuchungen. Aufgrund dessen werden Homogenität und Turbulenzgrad der Zuströmung zur Messkammer vor Beginn des Messprogramms der adiabaten Filmkühleffektivität analysiert.

Mittels einer traversierbaren Prandtl-Sonde und eines daran befestigten Thermoelements wird 270 mm $\hat{=}$ 0,52 Υ stromauf der Schaufelvorderkante die Verteilung der Re-Zahl der Hauptströmung über dem Messkammerquerschnitt bestimmt. Die relative Abweichung der Reynoldszahl $\Delta Re_{\infty,rel}$ von der Nenn-Re-Zahl der Hauptströmung $Re_{\infty,nenn}$ ist in Abbildung 4.9(a) dargestellt. Hier ist auch die Positionierung des Prandtl-Rohrs während der nachfolgenden η_{AW} -Messungen eingetragen. Die Filmkühlbohrungen der Schaufel befinden sich im Bereich zwischen $z = 69$ mm und 213 mm. Die Verteilung der Re-Zahl ist weitgehend homogen. Die Bereiche mit örtlich niedrigen $\Delta Re_{\infty,rel}$ -Werten sind mit angesaugten Insekten während der mehrere Stunden dauernden Messung zu begründen. Infolge der vergleichsweise kurzen Versuchsdauer der Vermessungen von η_{AW} von jeweils einigen Minuten sind hieraus jedoch keine gravierenden Störungen der Zuströmung zu erwarten. Zudem wird vor jeder Messung das erste Sieb der Zuströmung kontrolliert und allenfalls gesäubert.

Trotz des düsenlosen Ansaugtrakts des Windkanals ohne Kontraktion, wird im Zyklon-Filmkühlprüfstand 175 mm $\hat{=}$ 0,34 Υ stromauf der Messschaufelvorderkante ein Turbulenzgrad von $Tu \approx 0,5\%$ bis 1 % erreicht (siehe Abbildung 4.9(b)). Dieser wird mittels einer parallel zur y -Achse ausgerichteten traversierbaren Eindraht-Hitzdrahtsonde (CTA) gemäß JØRGENSEN [137] unter Annahme von isotroper Turbulenz nach Gleichung 4.7 bestimmt. Pro Messposition werden hierfür $n = 110\,000$ Samples mit einer Rate von 100 kHz aufgezeichnet. Um Aliasing-Fehler zu vermeiden, ist ein Tiefpassfilter mit einer Grenzfrequenz von 30 kHz vorgeschaltet. Der obere Teil des Messkammerquerschnitts ($z > 200$ mm) kann aufgrund geometri-

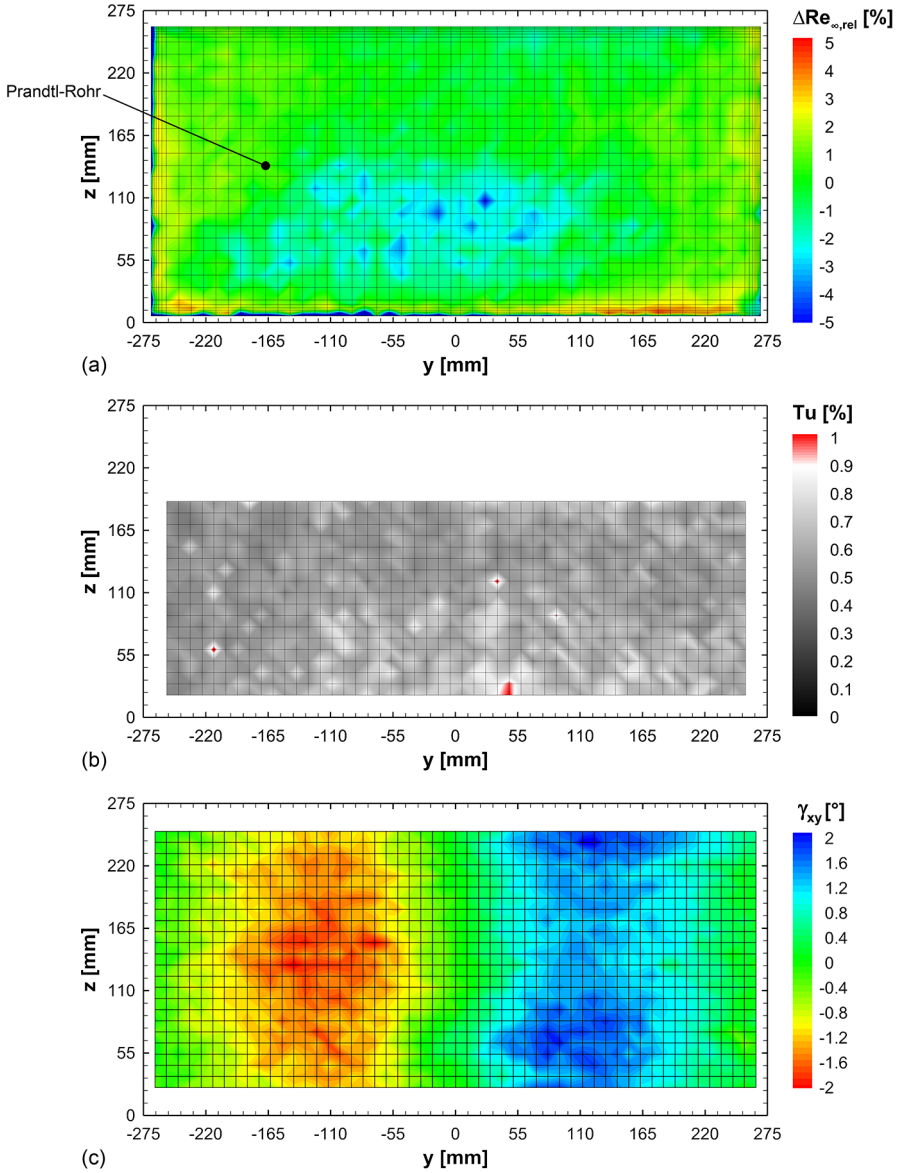


Abbildung 4.9: Vermessung der Hauptströmungsqualität: (a) Relative Abweichung der örtlichen Re-Zahl zur Nenn-Re-Zahl $Re_{\infty, nenn}$, (b) Verteilung des Turbulenzgrades Tu , (c) Verteilung des Zuströmwinkels γ_{xy}

scher Gegebenheiten der Hitzdrahtsonde und deren Führung in der Traversierung nicht vermessen werden, jedoch sind hier keine großen Unterschiede zum vermessenen Bereich zu erwarten. Wie schon bei der Re-Zahl Vermessung sind auch hier die Zonen mit höherem Tu durch angesaugte Insekten zu begründen, welche in den stromauf liegenden Sieben hängen bleiben.

$$Tu = \frac{\sqrt{\frac{\sum_{j=1}^n (u_j - \bar{u})^2}{n-1}}}{\bar{u}} \quad (4.7)$$

Da durch mögliche übermäßige Schräganströmung der Prandtl-Sonde, infolge der Stromaufwirkung des Potenzialfeldes bzw. der Druckverteilung um das Schau-felmodell, die Differenzdruckbestimmung fehlerbehaftet sein kann (siehe z. B. NITSCHKE UND BRUNN [135]), wird die Verteilung der Zuströmwinkel über dem Messkammerquerschnitt mittels einer traversierbaren pneumatischen Mehrlochsonde (Fünflochsonde) bestimmt. Diese Sonde wird in einem Winkelbereich von $\pm 10^\circ$ um beide Achsen in einem separaten Kalibrationskanal kalibriert. Die Funktionsweise der Kalibrierung solcher Mehrlochsonden ist zum Beispiel in TROPEA et al. [124] oder ZILLIAC [138] beschrieben. Das Ergebnis der Vermessung des Zuströmwinkels in der xy -Ebene γ_{xy} der Messkammer, 175 mm stromauf der Schaufelvorderkante, ist in Abbildung 4.9(c) zu sehen. Der Anströmwinkel in der xz -Ebene γ_{xz} ist deutlich geringer und deshalb hier nicht weiter von Interesse. Der maximale Strömungswinkel beträgt hier somit $|\gamma_{xy,max}| = 2,2^\circ$. Daher ist die Prandtl-Sonde ohne zusätzliche Korrekturen einsetzbar.

4.2.4 Vermessung der Kalibriereinheit

Die theoretische Konzentrationsverteilung zwischen den elf Mischkammern der Kalibriereinheit (siehe Abbildung 3.1) verläuft nach DÜCKERSHOFF [60], FRIEDRICHS et al. [116], FRIEDRICHS [117], FEILER [118] linear und ist durch die Anzahl der einzelnen Löcher gegeben, welche die beiden Plenen mit den jeweiligen Kammern verbinden. Infolge dessen, dass die hier verwendete Kalibriereinheit nicht im Bereich der Stopfgrenze der Bohrungen betrieben wird und die Quer-Anströmgeschwindigkeiten der einzelnen Löcher unterschiedlich sind, wird eine Bestimmung der realen Konzentrationsverteilung, auch bei theoretisch identischen Bohrlochgeometrien, unumgänglich. Mittels einer Abgasmessanlage „AMA4000“, hergestellt von der Firma *Pierburg Instruments*, welche häufig in der Kraftfahrzeugforschung zum Einsatz kommt, wird eine Konzentrationsvermessung dieser

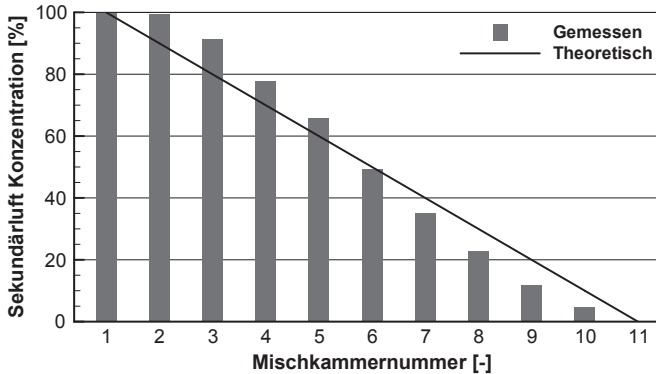


Abbildung 4.10: Die Sekundärluft-Konzentrationsverteilung der Kalibriereinheit

Kalibriereinheit durchgeführt. Um die Situation am Prüfstand möglichst genau zu wahren, wird die Kalibration mit den am Prüfstand eingesetzten Gerätschaften und Schläuchen durchgeführt. Auch die Druckgleichheit der beiden Plenen wird überwacht. Als Tracergas dient hier CO_2 , welches auch in JUNG [70], HASLINGER [111] als Tracergas für Filmkühluntersuchungen verwendet wird. Die Resultate dieser Vermessung zeigen eine nichtlineare Konzentrationsverteilung zwischen den elf Mischkammern (siehe Abbildung 4.10). Somit werden die hier vermessenen Konzentrationen als Stützstellen zur Erstellung der Korrelationsfunktion Γ (siehe Gleichung 3.8) verwendet.

4.2.5 Entmischung durch den Zyklon

Durch die unterschiedlichen Dichten von Ammoniak und Luft kann es aufgrund der Zentrifugalwirkung oder anderer Effekte zu einer Entmischung der Sekundärluft im Zyklonkanal kommen (siehe z. B. ELSEER UND HOCH [139]). Dies hat zur Folge, dass die Ammoniakkonzentration beim Austritt der Sekundärluft aus den Filmkühlbohrungen nicht zwingend mit der NH_3 -Konzentration bei der Zuführung zur Kalibriereinheit übereinstimmt, womit die direkte Anwendung von Gleichung 3.6 bzw. die Bestimmung von η_{AW} nicht ohne Weiteres möglich ist.

Um den Einfluss dieser Entmischung pro Bohrloch zu bestimmen, werden mit Hilfe einer Prallstrahlapparatur (siehe Abbildung 4.11) und der Online-kalibrierten Ammoniak-Diazo-Messmethode die Austrittskonzentrationen der Sekundärluft vermessen. Außerhalb des Zyklon-Filmkühlprüfstandes, und somit ohne Umströmung

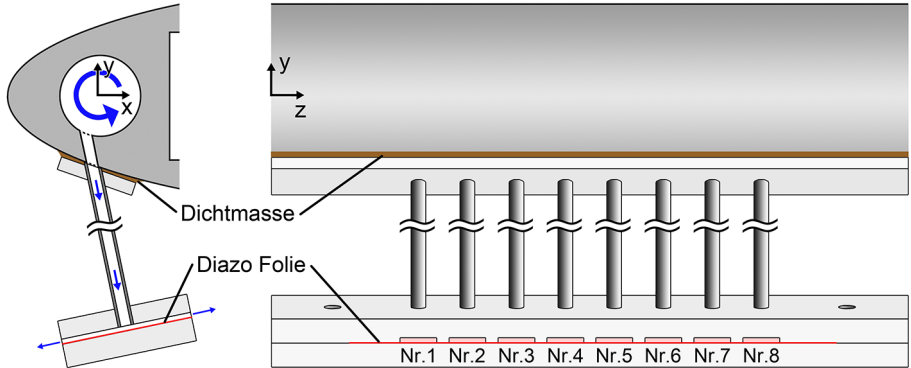


Abbildung 4.11: Die Prallstrahlapparatur zur Vermessung der Austrittskonzentrationen der einzelnen Filmkühlbohrungen: Schnitt durch eine Bohrung und Draufsicht

der Schaufel, wird über einzelne Schläuche die an den Bohrlöchern austretende Sekundärluft in getrennten Kammern in einem 90° Winkel auf eine Diazofolie geleitet. Die Luft tritt anschließend seitlich aus der Apparatur aus. Dieser Prallstrahlversuch ist insofern zulässig, da in HASLINGER [111] gezeigt wird, dass die Diazofolie als stoffdicht gilt und die Verfärbung der Diazofolie hier unabhängig vom örtlichen Stoffübergangskoeffizienten bzw. der Sherwoodzahl ist.

Die Resultate dieser Austrittskonzentrations-Vermessung der einzelnen Filmkühlbohrungen sind durch Mittelwertbildung der dimensionslosen Sekundärluftkonzentration ($\hat{\eta}_{AW}$) entlang der einzelnen Kammern in Abbildung 4.12 dargestellt. Eine leichte Entmischung ist in Nr. 8 zu beobachten. Diese steht jedoch wahrscheinlich

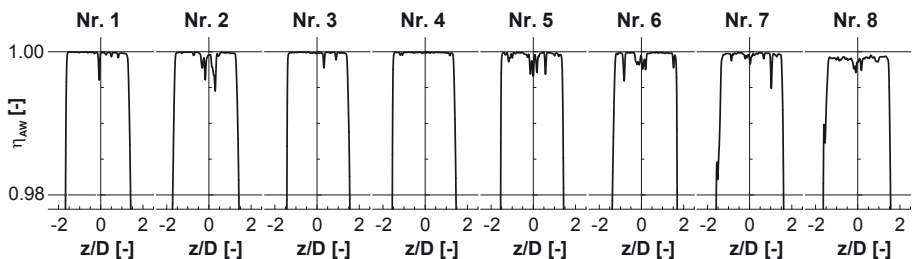


Abbildung 4.12: Entmischung der Sekundärluft aufgrund der Zyklonströmung, linear gemittelte Sekundärluftkonzentrationen der einzelnen Filmkühlbohrungen (nach [105], dargestellt für **bp1** 1,0/20%)

nicht im Zusammenhang mit dem hier eingebauten Temperatursensor und liegt in einem vernachlässigbaren Bereich von unter 0,2 %. Das Rauschen der Kurven ist mit einzelnen Staubpartikeln zu begründen, welche im Gegensatz zur Verarbeitung von Messungen auf der Modellschaukeloberfläche nicht ausgefiltert werden und somit Auswirkungen auf die Mittelwertbildung zeigen.

4.2.6 Vergleich der Prüfstandsergebnisse mit Literaturwerten

Aufgrund des vergleichsweise hohen Anstellwinkels von $\alpha = 59^\circ$ existiert keine Datenbasis für einen direkten Literaturvergleich mit anderen Messungen. Der am besten mit der hiesigen Geometrie vergleichbare Aufbau wird in KOHLI UND BOGARD [65] verwendet. Dort wird die adiabate Filmkühleffektivität auf der Oberfläche einer ebenen Platte punktuell mittels Thermoelementen gemessen, wobei kryogen gekühlte Sekundärluft (Dichteverhältnis $DR = 1,6$) eingesetzt wird. Der Anstellwinkel ist mit $\alpha = 55^\circ$ im Vergleich zum hier verwendeten kleiner, wie auch das Verhältnis von Bohrungslänge zu Durchmesser $L/D = 2,8$ (hier: $L/D = 3$). Es werden nur die Ausblaseraten $M = 0,5$ und $1,0$ vorgestellt. Da der gesamte Luftmassenstrom durch die Filmkühlbohrlöcher ausgeblasen wird ($FKA = 100\%$), ist keine Querströmung an den Filmkühlbohrlocheintritten vorhanden.

Die Kombination aus Konfiguration und Betriebspunkt, welche diesen Referenzmessungen am meisten ähnelt, bildet hier **oo1** und 0,6/50 %, bzw. 1,0/50 %. In Abbildung 4.13 ist der Vergleich des Mittelschnitt-Verlaufs von η_{AW} dieser Messungen

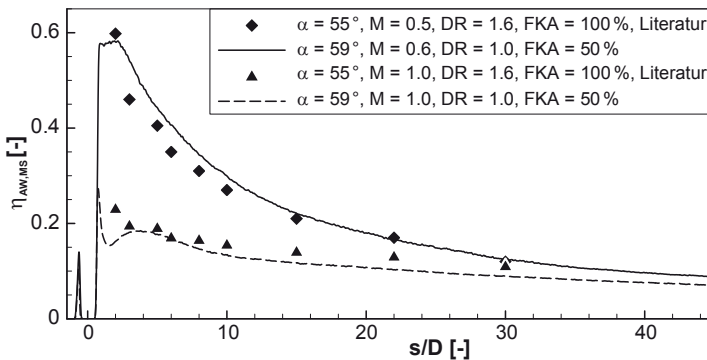


Abbildung 4.13: Vergleich von $\eta_{AW,MS}$ einer hiesigen Messung ohne Drall (**oo1** 0,6/50 % und 1,0/50 %), zu Referenzmessungen aus [65] (nach [105])

den punktuellen Referenzmessungen gegenübergestellt. Trotz der unterschiedlichen Größen wie Anstellwinkel, Dichteverhältnis, Oberflächengeometrie, Filmkühlabnahme und jener der andersartigen Messtechnik, ist eine gute Übereinstimmung zwischen den in dieser Arbeit präsentierten Messungen und den Referenzmessungen aus KOHLI UND BOGARD [65] zu finden. Somit kann der Zyklon-Filmkühlprüfstand sowie auch die angewandte Messtechnik (und der ihr zu Grunde liegenden Analogie), für den hier vorliegenden Fall als validiert angesehen werden.

4.3 Geschwindigkeitsprofil-Vermessung am Filmkühlbohrlochaustritt

Das Strömungsfeld am Austritt des Filmkühlbohrlochs beeinflusst die stromab liegende Filmkühlung stark. Um Informationen über diese Strömung zu erhalten, werden die Ausblaseprofile direkt an den Auslässen der einzelnen Filmkühlbohrlöchern bei den verschiedenen Konfigurationen und Betriebspunkten vermessen. Die einfachste Methode hierfür ist diejenige der Bestimmung des dynamischen Druckprofils, axial zur Bohrung. Dazu wird ein Pitotrohr (hier: $\varnothing_{Auen} = 1,0\text{ mm}$, $\varnothing_{Innen} = 0,6\text{ mm}$) parallel zur Filmkühlbohrungsachse ausgerichtet und entlang der Schaufeloberfläche zweidimensional (tangential zur Schaufelkontur im Bohrlochmittelpunkt und entlang der z -Achse), äquidistant traversiert (siehe Abbildung 4.14). Auf eine dreidimensionale Traversierung, welche einen exakten Abstand von Sonde zur Schaufeloberfläche gewährleisten würde, wird verzichtet, da diese Abstandsdifferenz zwischen Bohrungsmittelpunkt und Bohrungsrand aufgrund der Oberflächenkrümmung der Schaufel ca. $0,03\text{ mm}$ beträgt und somit vernachlässigbar ist. Der dynamische Druckanteil wird direkt aus der Differenz zwischen dem an der Sonde anliegenden Totaldruck und dem statischen Umgebungsdruck (Freistrah) bestimmt. Gemessen wird auf einem Raster mit einer Gitterweite von $0,4 \times 0,4\text{ mm}$

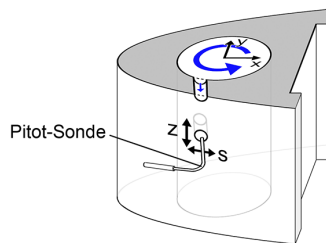


Abbildung 4.14: Die Vermessung der Verteilung des axialen dynamischen Drucks an den Austrittsebenen der einzelnen Filmkühlbohrlöcher

und 16x16 Gitterpunkten. Der Abstand der Sonde zur Schaufeloberfläche wird zu ca. 0,8 mm gewählt. Dies stellt einen Kompromiss zwischen einerseits der Verblockung der Bohrung durch die Pitotsonde und andererseits der Aufweitung des Freistrahls bzw. der seitlich angesaugten Luft dar.

Diese Messungen werden außerhalb des Zyklon-Filmkühlprüfstandes und somit ohne Umströmung des Schaufelmodells durchgeführt. Dies ist einerseits notwendig, um eine Schräganströmung der Pitotsonde zu verhindern, und ist insofern zulässig, da aufgrund der zylindrischen und symmetrischen Kontur der Schaufel bei Umströmung über alle Bohrungen der gleiche mittlere statische Druck herrscht. Die theoretische statische Druckdifferenz infolge der Schaufelprofilierung über eine einzelne Bohrung entlang der Schaufeloberflächenkoordinate s von Luv- (stromauf liegend) zu Lee-Kante (stromab) beträgt bei $Re_{\infty,H,nenn} = 400\,000$ ca. 18 Pa. In BURD UND SIMON [81] wird unter anderem der Einfluss der Umströmung auf die Geschwindigkeitsverteilung an einem Bohrlochaustritt bei einer ebenen Platte untersucht. Die dort erzielten Messungen zeigen bei zusätzlicher Hauptströmung eine leichte Umverteilung des Geschwindigkeitsprofils hin zur Leeseite des Bohrlochs. Die Form der Verteilung wird bei einem $L/D = 2,3$ jedoch trotzdem gut wiedergegeben. Somit ist auch bei den vorliegenden Messungen mit keinen gravierenden Unterschieden zwischen den Messungen ohne Hauptströmung und der axialen Geschwindigkeitsverteilung im Bohrloch mit Umströmung zu rechnen.

Aus den Verteilungen des axialen dynamischen Drucks kann die flächig gemittelte, lokale Ausblaserate $\overline{\overline{m}}$ pro Bohrloch i bestimmt werden (siehe Gleichung 4.8). Um die oben genannten möglichen Fehler in Bestimmung von $\overline{\overline{m}}_i$ aufgrund des Sondenabstands eliminieren zu können, wird die Verteilung der Ausblaseraten mit dem Sollwert nach Gleichung 4.9 normiert. Gemäß der Massenerhaltung muss der Mittelwert der gemessenen lokalen Ausblaserate $\overline{\overline{m}}_{i,mess}$ über die n Bohrungen (8 bzw. 16, je nach Anzahl der vorhandenen BLR) der globalen Ausblaserate M entsprechen. Zur Bestimmung von M und der daraus folgenden Massenströmen wurde der Wert U_{∞} künstlich auf einen fixen Wert entsprechend der Hauptstromgeschwindigkeit im Zyklon-Filmkühlprüfstand bei $Re_{\infty,nenn}$ festgelegt.

$$\overline{\overline{m}}_{i,mess} = \frac{\rho_{cool} \sqrt{\frac{2\overline{\overline{p}}_{dyn,i}}{\rho_{cool}}}}{\rho_{\infty,lok} U_{\infty,lok}} \quad (4.8)$$

$$\overline{\overline{m}}_i = \overline{\overline{m}}_{i,mess} \frac{n M}{\sum_{j=1}^n \overline{\overline{m}}_{j,mess}} = \sqrt{\overline{\overline{p}}_{dyn,i}} \frac{n M}{\sum_{j=1}^n \sqrt{\overline{\overline{p}}_{dyn,j}}} \quad (4.9)$$

Eine Vermessung der Drallkomponenten am Bohrungsaustritt kann mit dieser Messmethode nicht vorgenommen werden. Jedoch ist die Vermessung der Strömungsrichtung zum Beispiel mittels einer 5-Loch-Sonde oder auch mittels Hitzdrahtanemometrie (CTA / CCA, siehe TROPEA et al. [124]) aufgrund der jeweiligen Sondenabmessungen bzw. Integrationsbereiche und der großen Geschwindigkeits-Gradienten in der Scherschicht des Freistrahls wenig erfolgversprechend. Hierfür stünden nur vergleichsweise aufwändige Messverfahren wie z. B. Laser-Doppler-Anemometrie (siehe TROPEA et al. [124]) zur Verfügung, wobei hier die zu erwarteten Ergebnisse den entsprechenden Aufwand nicht rechtfertigen.

4.4 Numerische Simulationen der Strömung im Filmkühlbohrloch

Die Vermessung der Strömungsverhältnisse im Innern der Filmkühlbohrlöcher ist nur mit erheblichem Aufwand, z. B. mit „Micro-PIV“ (siehe RAFFEL et al. [123]), möglich. Um dennoch einen Eindruck über die bohrlochinterne Strömung zu erhalten, werden hier numerische Simulationen bei den Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe mit der kommerziellen Software FLUENT 6.2 durchgeführt. Diese Simulationen sind vergleichsweise schlicht konzipiert. Die Sekundärluftströmung im Zyklonkanal, in den Drallerzeugern sowie in den Filmkühlbohrungen (siehe Abbildung 4.2) wird stationär und isotherm mit hybriden Netzen mit rund $5,15 \times 10^6$ Zellen simuliert (siehe Abbildung 4.15). Als Randbedingungen werden bei den Zuführungen die Massenströme vorgegeben und bei den Auslässen jeweils der statische Druck. Diese Druckrandbedingungen werden über die acht Bohrungen konstant gehalten. Um den jeweiligen Betriebspunkt einzustellen, wird eine Iteration der Druckrandbedingung am Zyklonkanalauslass durchgeführt, bis die entsprechenden Massenströme $\dot{m}_{cool,out}$ bzw. $\dot{m}_{cool,fc}$ erreicht werden. Das RNG- $k\epsilon$ -

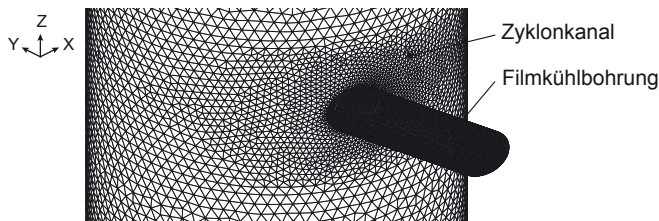


Abbildung 4.15: Ausschnitt des Rechengitters, welches bei den numerischen Simulationen zur Anwendung kommt

Turbulenzmodell wird verwendet, da dieses im Validierungspunkt (**bp1** 0,6/50 %) die beste Übereinstimmung mit den in Abschnitt 4.3 vermessenen Verteilungen von $p_{dyn,i}$ an den Filmkühlbohrlöcher-Austrittsebenen aufweist. Auch für eine Gitterunabhängigkeitsstudie wird diese Ebene verwendet, da die Strömung innerhalb der Filmkühlbohrungen im Vordergrund steht. Obwohl die Validierung nur in diesem einen Betriebspunkt durchgeführt wird, ist die Übereinstimmung der relativen axialen dynamischen Austrittsdruckverteilungen (bezogen auf das jeweilige Maximum) auch über die weiteren simulierten Betriebspunkte und Konfigurationen recht hoch (siehe Anhang A.4.5).

4.5 Vermessung der Strömung im Zyklonkanal

Um die internen Strömungsphänomene im Zyklonkanal mit Filmkühlung identifizieren zu können, wird mittels PIV (siehe Abschnitt 3.6) die Geschwindigkeitsverteilung innerhalb des Zyklonkanals der Konfigurationen **bp1** und **bn1** in verschiedenen Schnittebenen bei ausgewählten Betriebspunkten vermessen. Hierfür wird ein weiterer Prüfstand aufgebaut (schematisch in Abbildung 4.16 dargestellt), welcher den Zyklonkanal mit den Filmkühlbohrungen in einem Modell aus durchsichtigem

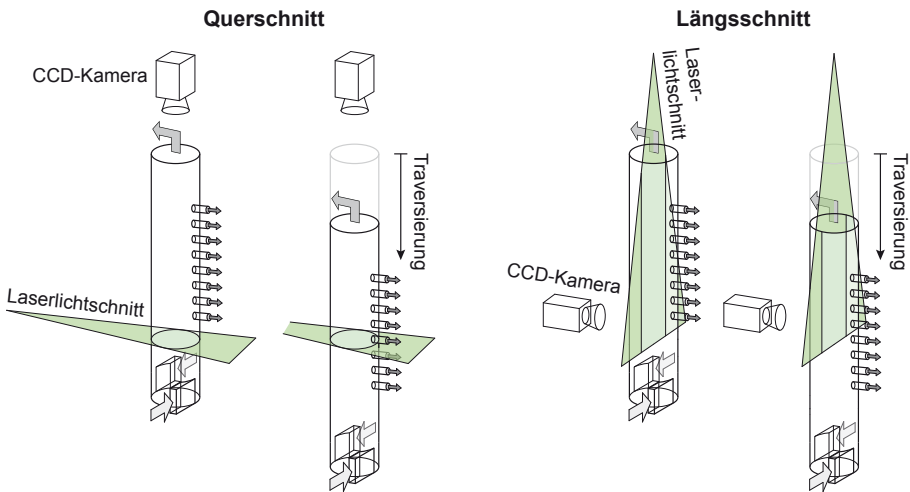


Abbildung 4.16: Schematischer Aufbau zur Vermessung der Strömung im Zyklonkanal mittels PIV im Quer- und Längsschnitt

Quarzglas im Größenverhältnis 1 : 1 nachbildet. Das Quarzglas bietet eine optimale optische Zugänglichkeit für PIV-Messungen. Der Nachteil dieses spröden Materials ist, dass die Filmkühlbohrungen von Hand am Zyklonkanal angebracht werden müssen. Die Herstellungstoleranzen betreffend den Bohrungswinkeln und Kantenverrundungen an den Filmkühlbohrlocheintritten sind entsprechend groß. Die dadurch entstehende Beeinflussung der Strömung nahe der Filmkühlbohrlöcher kann nicht genau quantifiziert werden, jedoch treten Radian in ähnlichen Größenordnungen auch bei der Herstellung von realen Turbinenschaufeln auf. Um einen optischen Zugang entlang der z -Achse zu ermöglichen, wird der konische Austritt des Zyklonkanals durch einen 90°-Krümmer ersetzt. Dieser Krümmer befindet sich bei einer Position von $44 D$ ($\cong 176 \text{ mm}$) stromab des letzten Filmkühlbohrlochs. Dieser veränderte Auslass kann die Strömungsform im Zyklonkanal beeinflussen. Er ist jedoch für die Messmethode unumgänglich und bildet gleichzeitig eine mögliche Variation einer realen Turbinenschaufel-Innengeometrie ab (siehe z. B. LEE [18]). Da für die Vermessung der Konfigurationen mit „rear“-Drallерzeuger noch mehr zusätzliche Bohrungen angebracht werden müssten und hierdurch die optische Qualität des Glaszylinders stark reduziert würde, beschränken sich diese Messungen auf die „bottom“-DE-Konfigurationen.

Folgende Apparaturen kommen zur Vermessung der internen Zyklonströmung zum Einsatz: Für die entsprechende Beleuchtung sorgt ein „Nano L 200-15“ Doppelpulslaser, hergestellt von der Firma *Litron Lasers*. Über einen Strahlleiter-Arm ist dieser mit einer Lichtschnittoptik verbunden, welche eine Lichtschnittebene mit einem Winkel von ca. 12° und einer Dicke an der Messposition von ca. 1 bis 2 mm aufspannt. Die Aufnahmen der vom Lichtschnitt beleuchteten Partikel, werden mit einer „pco.1600“ CCD-Kamera der Firma *PCO* gemacht und mit dem Softwarepaket „DAVis 7.2“ der Firma *LaVision* verarbeitet. Der Nebelgenerator „PIV-part40“, hergestellt von der Firma *Pivtec*, besteht aus mehreren Laskin-Düsen und erzeugt Tröpfchengrößen von $\approx 1 \mu\text{m}$. Ein zusätzlich nachgeschaltetes Abscheide-Plenum entfernt größere Partikel aus der Strömung.

Die von den Betriebspunkten definierten Sekundärluftmassenströme werden über zwei Schwebekörperdurchflussmessgeräte mit jeweils vorgeschalteter Dichtebestimmung, mittels eines Thermoelements und vier über den Umfang verteilten statischen Druckbohrungen, eingestellt. Im Gegensatz zu den Messungen am Zyklon-Filmkühlprüfstand (siehe Abschnitt 4.2.1) wird hier zusätzlich zum durch den Drallерzeuger zugeführte Massenstrom \dot{m}_{in} der gesamte durch die Filmkühlbohrlöcher abgesaugte Massenstrom \dot{m}_{fc} direkt gemessen und nicht durch Differenzbildung zweier Massenströme bestimmt. Die Verteilung des abgesaugten Massenstrom durch die einzelnen Filmkühlbohrlöcher kann jedoch weder bestimmt noch eingestellt

werden. Die Filmkühlbohrlöcher sind durch jeweils gleich lange Schläuche mit einem Plenum verbunden, aus welchem die Masse abgesaugt wird. Diese Schläuche sind notwendig, um den Zyklonkanal um die z -Achse verdrehbar zu gestalten. Somit können Längsschnitte in verschiedenen Winkeln aufgenommen werden.

Der Zyklonkanal mit Drallerzeuger und Auslasskrümmer ist traversierbar. So werden die Lichtschnittoptik des Lasers und die CCD-Kamera jeweils für die Quer- bzw. Längsschnitte einmalig ausgerichtet und nicht mehr verschoben. Im Längsschnitt findet jeweils bei einer neuen Traversenposition eine Neukalibrierung statt, um den leicht unterschiedlichen Verzerrungen entlang des Glasrohrs Rechnung zu tragen, während bei den Querschnitten nur eine einmalige Kalibration notwendig ist.

Die einzelnen vermessenen Schnittebenen sind in Abbildung A.5(b) in Anhang A.3.1 dargestellt. Durch starke Reflexionen und Streuungen des Laserlichtes an den Rändern der Bohrungseintritten konnten nicht alle Querschnitte äquidistant über die Bohrungen hinweg verteilt werden. Für die verschiedenen Längsschnitte werden das Rohr mit den Filmkühlbohrungen und der Drallerzeuger gleichzeitig um die z -Achse gedreht. Der Auslasskrümmer (siehe Abbildung A.5(a)) ist jedoch nicht drehbar ausgeführt und ändert somit relativ zum Zyklonkanal die Ausblaserichtung. Dies beeinflusst möglicherweise die Qualität der Längsschnitte, da sich die Strömung bei verschiedenen Ausrichtungen von Drallerzeuger zu Auslass nicht zwingend identisch verhält (vgl. KHALATOV et al. [41]). Diese Problematik wurde hier jedoch nicht weiter untersucht. Pro Schnittebene im Zyklonkanal werden jeweils 1000 Doppelbilder aufgenommen, deren anschließende Verarbeitung folgendermaßen abläuft: Zunächst werden die Partikelbilder durch Subtraktion eines über die Aufnahmen gemittelten Doppelbildes (Nullbilder) isoliert und danach der Auswertungsbereich maskiert. Durch die Methode der Kreuzkorrelation werden aus den Verschiebungen innerhalb der Doppelbild-Paare und dem Zeitversatz zwischen den beiden Bildern Vektorfelder berechnet. Durch Mittelung dieser Vektorfelder erhält man die „stationäre“, planare Geschwindigkeitsverteilung in der ausgewerteten Schnittebene.

Durch die in der Strömung vorhandene Geschwindigkeitskomponente senkrecht zur Schnittebene beinhalten die Ergebnisse einen perspektivischen Fehler (siehe WINTER [10], RAFFEL et al. [123]). Mit Kenntnis der Amplitude dieser dritten Geschwindigkeitskomponente kann der Fehler in Abhängigkeit vom Mittelpunkt des aufgenommenen Bildes korrigiert werden. Bei den hiesigen Messungen verbleiben die einzelnen Querschnitte unkorrigiert, da die orthogonalen Vektoren nur an den vereinzelten Längsschnittpositionen bekannt sind. Die einzelnen Vektorfelder der Längsschnitte werden mit den Geschwindigkeitskomponenten aus den Querschnitten korrigiert und anschließend zusammengesetzt.

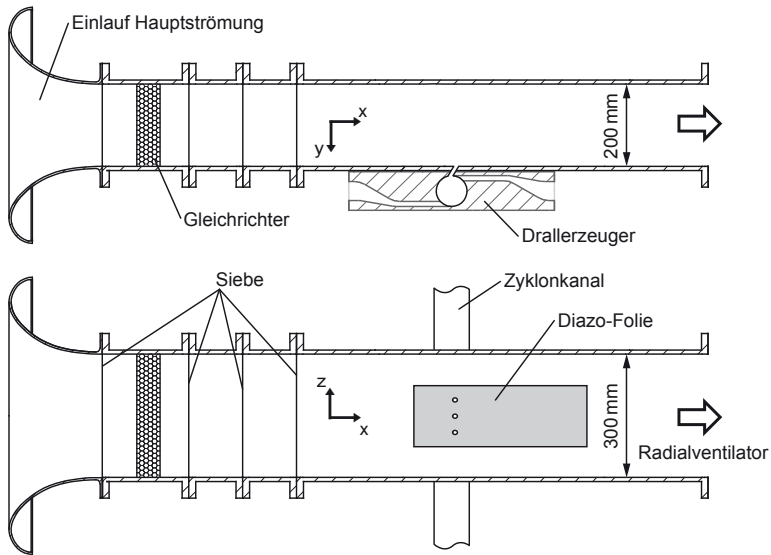


Abbildung 4.17: Prüfstand zur Vermessung des Einflusses der Filmkühlbohrungsteilung P/D

Als Referenz dient eine Zyklonströmung in einem glatten Zylinder ohne Filmkühlbohrungen. Diese Referenzmessung wird in gleicher Weise, jedoch mit reduzierter Anzahl der Quer- und Längsschnitte durchgeführt.

4.6 Untersuchung des Zykloneinflusses auf die Kühlfilmbildung

Im Zyklon-Filmkühlprüfstand werden die Auswirkungen eines internen Zyklons auf das Einzelstrahlverhalten bei jeweils gleich bleibender Bohrungsteilung von $P/D = 5$ untersucht. Der Einfluss einer internen Zyklonströmung auf die Ausbildung eines geschlossenen Kühlfilms kann nicht untersucht werden. Hierfür wird ein weiterer Prüfstand verwendet, welcher eine ebene Platte als Messstrecke benutzt und nur drei Filmkühlbohrlöcher aufweist (siehe Abbildung 4.17). Der Abstand zwischen diesen Bohrungen ist durch austauschbare Blöcke, welche jeweils in die Messstreckenwand eingebaut werden, variabel. So ist die Vermessung verschiedener Teilungskonfigurationen möglich.

Das Funktionsprinzip dieses Prüfstandes sowie auch das verwendete Messverfahren ist identisch zum Zyklon-Filmkühlprüfstand. Das komplette Sekundärluftsystem des

Größe	Definition
Bohrungsform	zylindrisch
Bohrungsdurchmesser	$D = 10 \text{ mm}$
Anzahl Bohrlöcher pro Reihe	3
Anzahl Bohrungsreihen	1
Anstellwinkel zur Oberfläche	$\alpha = 59^\circ$
Lateraler Winkel zur Oberfläche	$\phi = 0^\circ$
Bohrungslänge	$L/D = 3$
Bohrungsteilung	$P/D = 2; 3; 4; 5$

Tabelle 4.5: Filmkühlgeometriedaten der Bohrungsteilungseinfluss-Vermessung

Zyklon-Filmkühlprüfstands wird übernommen und am Zyklonkanal angekoppelt. Zum Antrieb der Hauptströmung dient ein stromab der Messkammer positionierter 7,4 kW Radialventilator. Der Messkammerquerschnitt misst 200 mm x 300 mm und alle weiteren Geometriegrößen sind mit einem Faktor 2,5 : 1 hochskaliert, um die flächige Auflösung zu erhöhen. Es werden die Bohrlöcher Nr. 1 bis 3 abgebildet, da bei diesen die Zyklonströmung nicht durch stromaufliegende Bohrungen beeinflusst werden kann. Der relative Abstand des Bohrlochs Nr. 2 vom Drallerzeuger wird konstant gehalten ($z/D = 5,93$), während die Bohrungen Nr. 1 und 3 ihre Position gemäß der jeweiligen Teilungsvorgabe (siehe Tabelle 4.5) verändern. Die Filmkühlbohrungen sind in der Hauptströmung $38,7 D$ stromab des letzten Siebes positioniert, und die stromaufliegende Kante der Diazofolie befindet sich in einer Entfernung von ca. $10 D$ zu den Bohrungsmittelpunkten.

Die Skalierung hat Geschwindigkeits- bzw. Massenstrom-Änderungen zur Folge, wobei die Hauptstrom Re-Zahl in Bezug auf den Bohrlochdurchmesser konstant gehalten wird ($Re_{\infty, D} \approx 7200$). Die globale Ausblaserate wird auf $M = 0,6$ und die globale Filmkühlabnahme auf $FKA = 35\%$ bzw. 50% festgelegt. Da nur die ersten drei und nicht mehr acht Filmkühlbohrungen zur Verfügung stehen, wird die einzustellende FKA um den Faktor $3/8$ verkleinert. So werden für diese ersten drei Bohrungen die gleichen Geschwindigkeitsverhältnisse von Zyklonkanal zu Filmkühlbohrung eingehalten. Die Sekundärluftmasse, welche durch die restlichen, hier nicht vorhandenen fünf Bohrlöcher ausströmen würde, wird zusätzlich oben abgeführt. Die Benennung der Betriebspunkte erfolgt jedoch aus Gründen der direkten Vergleichbarkeit mit dem Zyklon-Filmkühlprüfstand so, als wären acht Bohrungen vorhanden. Die Messungenauigkeit der Betriebspunkte beläuft sich hier auf die in Tabelle 4.6 aufgelisteten Werte.

Aus Platzgründen wird der Drallerzeuger leicht modifiziert. Die tangentialen Schlitzte werden verlängert (siehe Abbildung 4.17) und der Zentralkörper wird weggelassen. Auch die Abströmung aus dem Zyklonkanal wird wie bei der Konfiguration der internen Strömungsvermessung mit PIV (siehe Abschnitt 4.5) zu einem 90°-Krümmer abgeändert.

$\frac{\Delta M}{M}$		M	$\frac{\Delta FKA}{FKA}$		M
		0,6			0,6
FKA	35 %	14,0 %	FKA	35 %	13,8 %
	50 %	11,0 %		50 %	10,7 %

Tabelle 4.6: Die relativen Messunsicherheiten der Betriebspunkt-Größen bei der Vermessung des Zyklonströmungseinflusses auf die Kühlfilmbildung



5 Ergebnisse und Diskussion

In diesem Kapitel werden die Auswirkungen einer internen Zyklonströmung auf die adiabate Filmkühleffektivität dargestellt und im Vergleich zu Messungen ohne internen Drall bewertet. Um ein Verständnis für die auftretenden Phänomene zu schaffen, werden die einzelnen Ergebnisse, ausgehend von den Strömungsverhältnissen im Zyklonkanal, schrittweise hin bis zur adiabaten Filmkühleffektivitäts-Verteilung auf der Oberfläche des Schaufelmodells, analysiert und diskutiert. Um grundlegende Effekte identifizieren zu können, wird zu Beginn auf die Konfigurationen mit nur einer Bohrungsreihe eingegangen, während in einem weiteren Schritt die Interaktion zweier Bohrungsreihen untersucht wird.

Um vor diesen einzelnen Betrachtungen einen Eindruck für die Größenordnung des makroskopischen Zykloneinflusses zu erhalten, sind in Abbildung 5.1 beispielhaft und vorgreifend, die flächig gemittelten, adiabaten Filmkühleffektivitätswerte bei interner Drallströmung (für verschiedene globale Ausblaseraten M , bei einer Filmkühlabnahme von 50 %, für beide Drallrichtungen des (a) „bottom“- und (b) „rear“-Drallerzeugers) im Vergleich zur drallfreien internen Strömung oo1 dargestellt. Hieraus wird ersichtlich, dass die Drallrichtung des Zyklons einen starken Einfluss auf η_{AW} ausübt. Der Ursprung hiervon soll im Folgenden untersucht werden.

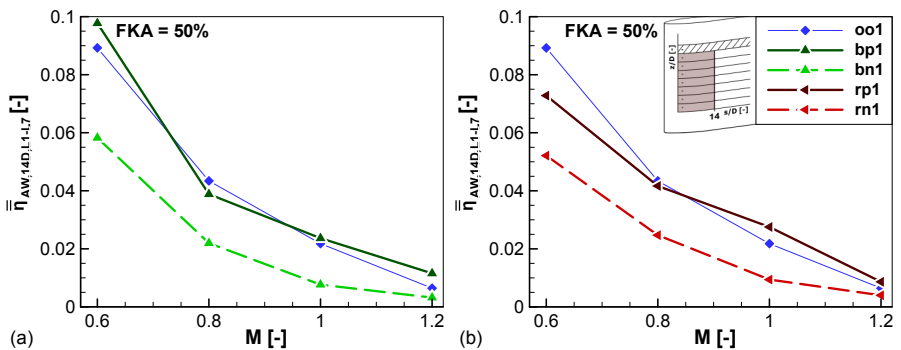


Abbildung 5.1: Die flächig gemittelte, adiabate Filmkühleffektivität, bei einer Filmkühlabnahme von 50 % für (a) den „bottom“-Drallerzeuger und (b) den „rear“-Drallerzeuger; jeweils im Vergleich zur drallfreien Referenzmessung

5.1 Der „bottom“-Drallerzeuger, bei einer Bohrlochreihe

Da die auftretenden Effekte abhängig von der Art der Drallerzeugung sind, konzentriert sich die Betrachtung vorerst auf den „bottom“-DE. Für diesen DE sind die umfangreichsten Messergebnisse vorhanden. Neben den globalen Ergebnissen fokussieren sich die Analysen auf das Filmkühlbohrloch Nr. 4, da dieses einerseits in der Mitte der validen sieben Bohrungen liegt (Loch Nr. 8 ist durch den eingebauten Temperatursensor und die folglich gestörte Innenströmung nicht aussagekräftig) und andererseits hier die mittlere lokale Ausblaserate \overline{m} meist nahe der globalen Ausblaserate M liegt (siehe Abschnitt 5.1.4), die Ergebnisse also direkter vergleichbar sind.

5.1.1 Das Strömungsfeld im Zyklonkanal

Um das interne Strömungsfeld aufgrund des „bottom“-DE bei den verschiedenen Betriebspunkten charakterisieren zu können, wird die Zyklonströmung zuerst in einem geschlossenen Zylinder ohne Filmkühlbohrungen untersucht ($FKA = 0\%$). Dieser Referenzfall wird anschließend mit den Konfigurationen einer Bohrlochreihe verglichen. Hierzu werden Ergebnisse aus den PIV-Messungen verwendet (siehe Abschnitt 4.5), welche durch Mittelung von jeweils 1000 Vektorfeldern entstehen und somit den stationären Fall darstellen. Die Eintritts-Re-Zahl beim Zylinder ohne Bohrungen wird zu $\overline{Re}_{cool,in,d} = 10\,000$ gewählt.

Axialgeschwindigkeit

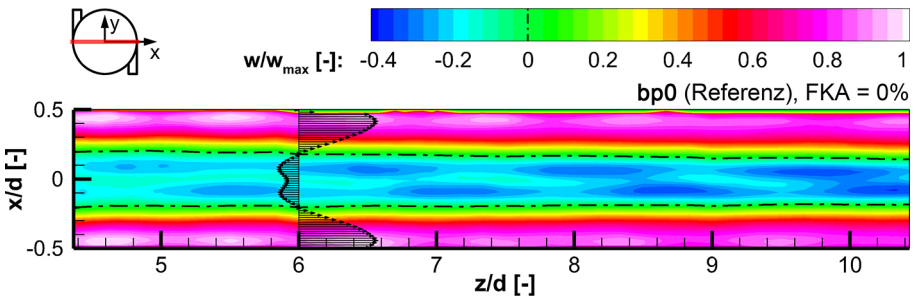


Abbildung 5.2: Längsschnitt der relativen Axialgeschwindigkeit für $y/d = 0$ am glatten Zyklonkanal ohne Bohrungen (**bp0**), $FKA = 0\%$

In Abbildung 5.2 ist der Verlauf der auf das Maximum normierten axialen Geschwindigkeitskomponente auf dem Längsschnitt $y/d = 0$ des Zylinders ohne Bohrungen dargestellt. Über die komplette vermessene Rohrlänge ist im Zentrum der Drallströmung eine Rückströmzone sichtbar (hier visuell abgetrennt durch die Strich-Punkt Linie). Diese Rückströmzone entsteht aufgrund der Wirkung des Dralls, wobei im Zentrum der Zyklonströmung der statische Druck gesenkt und mit zunehmendem Radius erhöht wird. Durch den Effekt der Reibung wird der Drall entlang des Rohrs schwächer und dieser radiale Druckgradient nimmt ab. Ist der Drall stark genug, bildet sich entlang der Rohrmittelachse ein negativer Druckgradient und folglich eine Rückströmung entgegen der eigentlichen axialen Rohrströmungsrichtung (siehe auch WINTER [10], KOBIELA [11]).

Die radiale Ausdehnung des Rückströmgebietes sowie auch die axiale Geschwindigkeitskomponente außerhalb dieser Zone, nehmen mit zunehmender Rohrlauflänge z ab. Die Rückströmgeschwindigkeitskomponente nimmt jedoch zu. Im äußeren Bereich sowie auch in der Rückströmung, sind Inhomogenitäten in der axialen Ge-

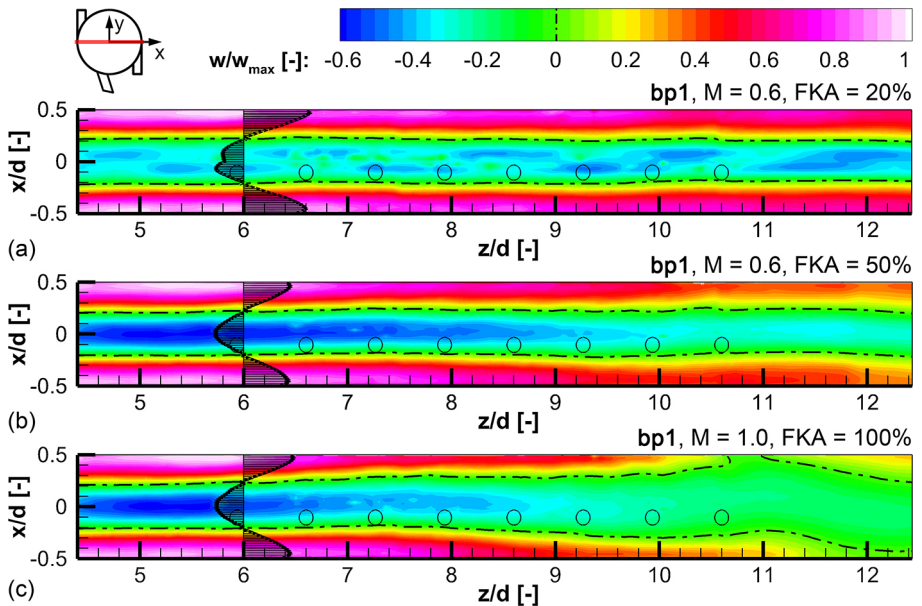


Abbildung 5.3: Längsschnitt der relativen Axialgeschwindigkeit für $y/d = 0$ am Zyklonkanal (bp1) mit eingezeichneten axialen Bohrungspositionen, bei (a) $FKA = 20\%$, (b) $FKA = 50\%$ und (c) $FKA = 100\%$

schwindigkeitsverteilung zu beobachten. Diese treten in der Außenströmung entlang des Rohrs paarweise und nahezu periodisch mit dem Zyklonkanaldurchmesser auf. Im Vergleich der axialen Geschwindigkeitsverteilung im glatten Zylinder mit jener des Zyklonkanals mit einer geringen Filmkühlabnahme von $FKA = 20\%$ (siehe Abbildung 5.3(a)) zeigt sich eine ähnliche Strömungsstruktur. Aufgrund von optischen Reflexionen an den Filmkühlbohrlocheintritten sind in dieser Abbildung im Zentrum des Zyklonkanals einige Fehlstellen der Messung im Bereich der axialen Bohrungspositionen zu sehen. Trotzdem sind in (a) wiederum die sich leicht verengende Rückströmzone sowie Inhomogenitäten in den Geschwindigkeitsverteilungen zu beobachten. Bei geringen FKA -Werten ist die Anwesenheit von Filmkühlbohrungen für die Verteilung der relativen Axialgeschwindigkeit von untergeordneter Bedeutung.

Bei erhöhter Filmkühlabnahme von 50 % (Abbildung 5.3(b)) bzw. 100 % (c) (hier wird bei $\overline{Re}_{cool,in,d} = 7500$ der komplette Massenstrom durch die Filmkühlbohrungen abgeführt), fällt jedoch auf, dass sich das Gebiet der Rückströmung mit zunehmender Lauflänge und FKA ausdehnt und schwächer wird. Die Strukturen der Inhomogenitäten verschwinden vollständig. Die austretende Masse beeinflusst somit die strukturelle Ausbildung der Zyklonströmung stark.

Um Unterschiede in der Form der axialen Geschwindigkeitsverläufe zwischen den einzelnen Betriebspunkten und auch zwischen den Drallrichtungen identifizieren zu können, sind in Abbildung 5.4 die relativen, jeweils auf ihr Maximum bezogenen Axialgeschwindigkeiten entlang einer Linie bei $y/d = 0$ und (a) $z/d = 5$ (stromauf der Bohrungen) bzw. (b) $z/d = 12$ (stromab der Bohrungen) dargestellt. Stromauf der Bohrungen sind vor allem im Bereich der Rückströmzone wiederum Unterschiede zwischen den verschiedenen Filmkühlabnahmen zu sehen. Die bei niedrigen FKA auftretenden Strukturen der Sekundärströmung sind bei unterschiedlicher Drallrichtung gespiegelt ausgebildet, was darauf schließen lässt, dass sie in Position relativ zu den Drallerzeugerschlitzten auftreten und unabhängig von der Filmkühlbohrlochposition sind. Verschiedene Ausblaseraten M haben bei konstantem FKA nahezu keinen Einfluss auf die Verteilung der relativen Axialgeschwindigkeit. Auch eine Variation der Drallrichtung bewirkt außerhalb der Rückströmzone keine markanten Unterschiede somit ist die Verteilung der axialen Geschwindigkeitskomponente symmetrisch aufgebaut. Stromab der Filmkühlbohrungen (bei $z/d = 12$) scheint die Strömung weniger symmetrisch um die z -Achse zu verlaufen. Die Unterschiede in den Resultaten positiver und negativer Drallrichtung sind stärker ausgebildet. Das lokale axiale Geschwindigkeitsfeld hängt hier von der Drallrichtung ab. Wiederum gruppieren sich die Resultate mit gleichem FKA , da eine Änderung von M nur eine untergeordnete Auswirkung zeigt.

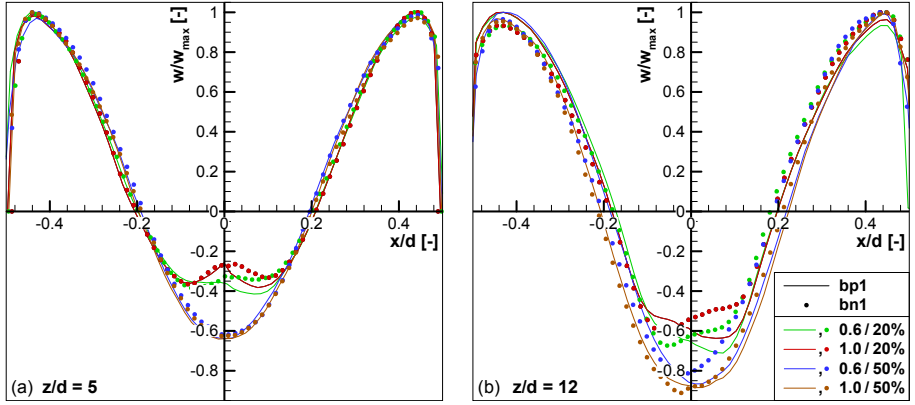


Abbildung 5.4: Radiale Linienschnitte der relativen Axialgeschwindigkeitskomponenten bei $y/d = 0$ und (a) $z/d = 5$ bzw. (b) $z/d = 12$, für die Drallkonfigurationen **bp1** (ausgezogene Linien) und **bn1** (Punkte)

Umfangsgeschwindigkeit

In Abbildung 5.5 sind für die beiden identischen Schnitte ($y/d = 0$ und $z/d = 5$ (a) bzw. 12 (b)) die relativen tangentialen Geschwindigkeitskomponenten in Bezug auf deren jeweiliges Maximum dargestellt. Diese Umfangs- bzw. Tangentialgeschwindigkeiten stammen aus Querschnittsmessungen mittels PIV. Die Form der stromauf

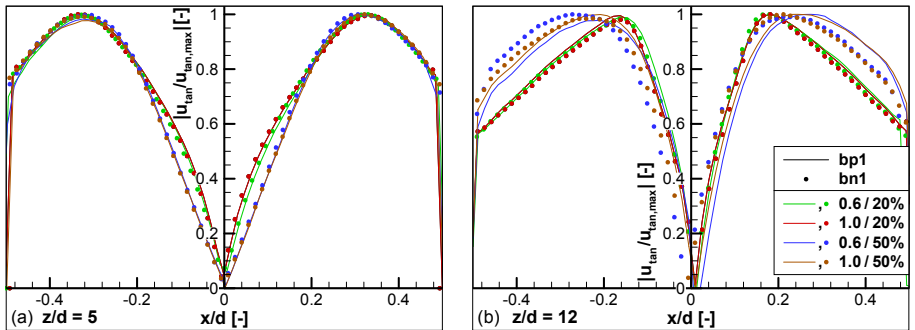


Abbildung 5.5: Radiale Linienschnitte der relativen tangentialen Geschwindigkeitskomponenten bei $y/d = 0$ und (a) $z/d = 5$ bzw. (b) $z/d = 12$, für die Drallkonfigurationen **bp1** (ausgezogene Linien) und **bn1** (Punkte)

rend sich bei $FKA = 20\%$ das Maximum der $u_{tan}/u_{tan,max}$ -Verteilung lokal ausbildet und sich zum Zentrum hin verschiebt, bleibt die Verteilung bei $FKA = 50\%$ gleichmäßiger. Um diese markante und bei unterschiedlichen FKA anders ausgeprägte Änderung genauer untersuchen zu können, sind in Abbildung 5.6 die Tangentialgeschwindigkeitsverläufe entlang fortschreitender Zyklonkanallänge z für vier verschiedene Filmkühlabnahmen dargestellt.

Beim Zylinder ohne Filmkühlabnahme (siehe Abbildung 5.6(a)), bilden sich jeweils ähnliche Geschwindigkeitsverläufe aus, wie sie in CHANG UND DHIR [40] auch bei Drallerzeugern mit tangentialen Einlassschlitzen vermessen werden (siehe hierzu auch Abbildung 2.4). Im Zentrum entsteht ein Starrkörperwirbel-ähnlicher Verlauf (linear mit r ansteigende u_{tan} -Komponente), während mit zunehmendem Radius sich ein Übergangsgebiet mit dem Geschwindigkeitsmaximum sowie ein Verhalten ähnlich eines Potenzialwirbels anschließt (abfallend, annähernd proportional zu $1/r$). Wandnah fallen die Geschwindigkeiten aufgrund der Haftbedingungen auf null ab. Mit zunehmender Lauflänge des Kanals verhält sich die Zyklonströmung wie u. a. in KOBIELA [11] beschrieben. Das Geschwindigkeitsmaximum verschiebt sich nach Innen. Somit wird der Wirbelkern kleiner und auch schneller. Der Bereich Potenzialwirbel-artiger Tangentialgeschwindigkeits-Verteilung, wird größer und die Geschwindigkeitsamplitude nimmt ab.

Mit zunehmendem prozentualen Massenabfluss durch die Filmkühlbohrungen bzw. zunehmender Filmkühlabnahme wird diese Entwicklung der Geschwindigkeitskomponente entlang der z -Achse beeinflusst. Aufgrund der zu den wirkenden Dissipationsvorgängen zusätzlichen, tangentialen Massenabnahme sinkt das Umfangsgeschwindigkeitsmaximum stärker ab als bei $FKA = 0\%$. Bei $FKA = 20\%$

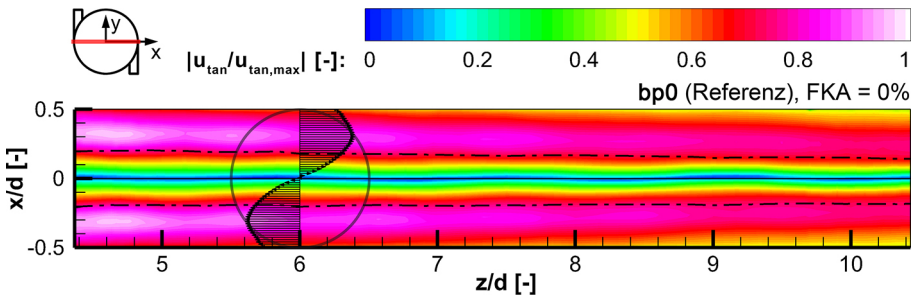


Abbildung 5.7: Längsschnitt der relativen Tangentialgeschwindigkeit für $y/d = 0$ am glatten Zyklonkanal ohne Bohrungen (**bp0**), $FKA = 0\%$, die Strich-Punkt-Linie begrenzt das axiale Rückströmgebiet

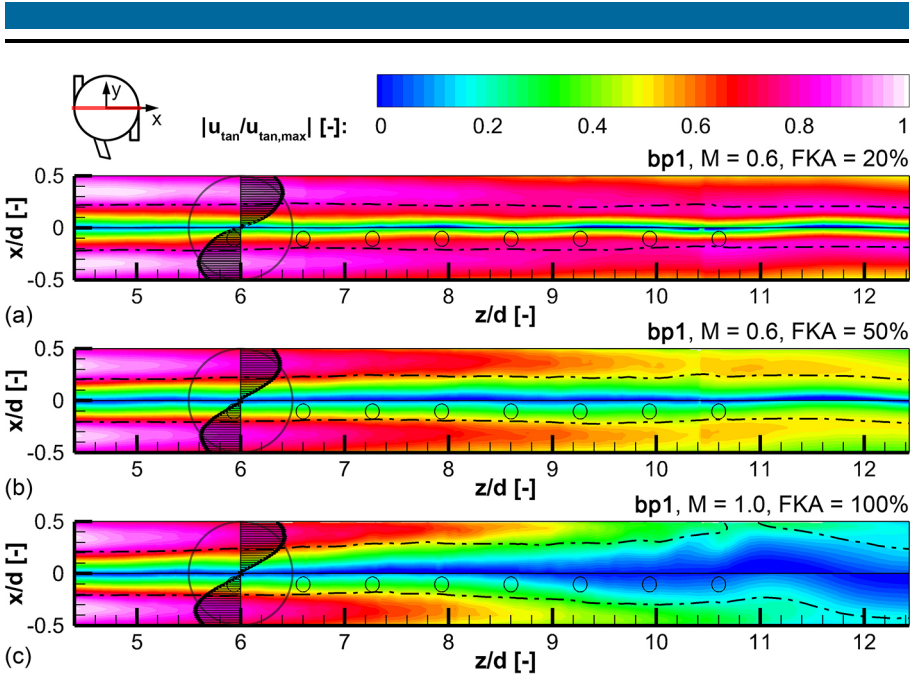


Abbildung 5.8: Längsschnitt der relativen Tangentialgeschwindigkeit für $y/d = 0$ am Zyklonkanal (**bp1**) mit eingetragenen axialen Bohrungspositionen, bei (a) $FKA = 20\%$, (b) $FKA = 50\%$ und (c) $FKA = 100\%$, die Strich-Punkt-Linie begrenzt das axiale Rückströmgebiet

(Abbildung 5.6(b)) wirkt die Abnahme der Masse zunächst hauptsächlich im äußeren Bereich des Zyklonkanals, der innere Bereich ist weniger stark beeinflusst. Aufgrund dessen spitzt sich die Tangentialgeschwindigkeitsverteilung zum Zentrum hin zu. Mit weiter erhöhtem Massenabfluss wird der Einfluss nach Innen gesteigert. Das Geschwindigkeitsmaximum wird mit der Lauflänge z nicht mehr zum Zentrum hin verlagert, sondern bleibt bei $FKA = 50\%$ (c) ungefähr ortsfest bzw. verschiebt sich bei $FKA = 100\%$ (d) hin zur Wand des Zyklonkanals. Die Struktur der radialen Umfangsgeschwindigkeits-Verteilung wird somit bei einer Filmkühlabnahme $FKA > 0\%$ stark verändert.

Die flächige Verteilung der relativen Umfangsgeschwindigkeit $u_{tan}/u_{tan,max}$ ist in der Schnittebene $y/d = 0$ für den glatten Zylinder in Abbildung 5.7 und für den Zyklonkanal mit Filmkühlbohrungen in Abbildung 5.8 abgebildet. Die Begrenzung der axialen Rückströmzonen ist wiederum mit Strich-Punkt-Linien gekennzeichnet. Wie schon bei der Axialgeschwindigkeitsverteilung (siehe Abbildung 5.2 bzw. 5.3) ist

bei $FKA = 0\%$ auch in der tangentialen Geschwindigkeitsverteilung eine periodisch auftretende Schwingung des Wirbelkernzentrums sowie eine paarweise auftretende Inhomogenität im äußeren Strömungsbereich zu beobachten. Die Position des Maximums der Umfangsgeschwindigkeit liegt bei allen Filmkühlabnahmen außerhalb der axialen Rückströmzone und folgt dieser mit fortschreitendem z/d in etwa gleichbleibendem Abstand nach. Dies ist vor allem in Abbildung 5.8(c), bei $FKA = 100\%$ gut zu beobachten. Hier ist auch der direkte Einfluss der Filmkühlbohrungen auf die Tangentialgeschwindigkeit sichtbar, da sich bei den Bohrungspositionen die Tangentialgeschwindigkeiten bei positivem x/d vergrößert, sich also der Wirbel jeweils leicht in Richtung der Bohrungen verschiebt. Stromab der Filmkühlbohrungen wird bei hoher Filmkühlabnahme das axiale Rückströmgebiet stark außermittig abgelenkt. Dies ist wahrscheinlich eine Auswirkung des nachfolgenden 90° -Krümmers sowie auch der Positionierung der Filmkühlbohrungen.

Drallzahl

Die Verlagerung der Tangentialgeschwindigkeiten bei höheren Filmkühlabnahmen hin zu größeren Radien beeinflusst die Drallzahl S . Diese Kennzahl wird oft verwendet, um Zyklonströmungen zu charakterisieren und zu vergleichen. Nach GUPTA et al. [140] ist diese gemäß Gleichung 5.1 mit dem axialen Drehimpulsstrom (Gleichung 5.2) und dem axialen Lateralimpulsstrom (Gleichung 5.3) definiert. Der Druckterm von G_{ax} wird hier vernachlässigt. Da nicht im gesamten Strömungsfeld alle drei Geschwindigkeitskomponenten aus den PIV-Messungen vorhanden sind (nur auf den Schnitten, gemäß Abbildung A.5(b)), wird die Komponente der Axialgeschwindigkeit w für jede Querschnittsposition zwischen den Längsschnitten interpoliert. Hierfür werden jeweils die acht Durchstoßpunkte eines Kreises, mit dem Radius und der z -Position des zu evaluierenden Ortes im Querschnitt, mit den Längsschnitten ermittelt, und dazwischen über den Umfangswinkel linear interpoliert.

$$S = \frac{G_{tan}}{G_{ax} \frac{d}{2}} \quad (5.1)$$

$$G_{tan} = \int_0^{\frac{d}{2}} \rho w u_{tan} r^2 dr \quad (5.2)$$

$$G_{ax} = \int_0^{\frac{d}{2}} \rho w^2 r dr \quad (5.3)$$

Um mit den Arbeiten im Forschungsverbund vergleichbar zu sein, sind hier der Vollständigkeit halber die geometrischen Drallzahlen des hier verwendeten Drallerzeugers angegeben. Ein DE mit $n = 2$ tangentialen Schlitzen ist nach WINTER [10] gemäß Gleichung 5.4 und nach KOBIELA [11] gemäß Gleichung 5.5 definiert. Bei der hier vorliegenden Schlitzbreite von $b_{DE} = 1/6 d$, bzw. Schlitzlänge von $l_{DE} = 2/3 d$, werden somit die rein geometrischen Drallzahlen, je nach Definition, zu $S_{geo}([10]) = 3,53$ bzw. $S_{geo}([11]) = 2,95$.

$$S_{geo}([10]) = \frac{\pi d^2}{4n l_{DE} b_{DE}} \quad (5.4)$$

$$S_{geo}([11]) = \frac{\pi d^2}{4n l_{DE} b_{DE}} \frac{d - b_{DE}}{d} \quad (5.5)$$

Um positiv und negativ orientierte Drallrichtungen direkt vergleichen zu können sind in Abbildung 5.9 die Beträge der Drallzahlen dargestellt, wobei in (a) die Betriebspunkte mit niedrigen und in (b) mit höheren Filmkühlabnahmen gruppiert sind. Zwischen den positiven Drallrichtungen (Linien) und negativen (Punkte) ergeben sich keine großen Unterschiede. Einzig beim Betriebspunkt 0,6/50% sind leichte Abweichungen feststellbar, welche wahrscheinlich auf Messtoleranzen in der Massenstrombestimmung zurück zu führen sind.

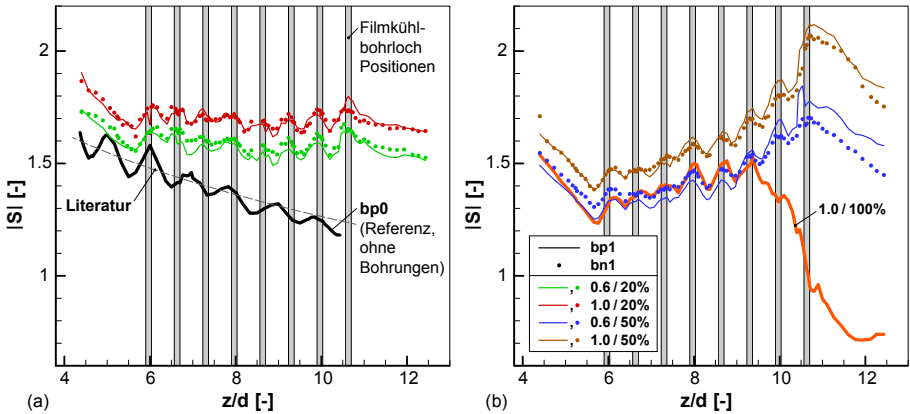


Abbildung 5.9: Drallzahlverläufe für die Drallkonfigurationen **bp1** (ausgezogene Linien) und **bn1** (Punkte), mit Literaturwerten aus [11] ($FKA = 0\%$, $Re_{cool,in,d} = 10\,000$, gestrichelte Linie)

Der Referenzfall ohne Bohrungen mit $FKA = 0\%$ weist eine Schwingung in S auf. Dies ist darauf zurückzuführen, dass hier aufgrund der Symmetrie im Zylinder nur ein einziger Längsschnitt vermessen wurde, welcher in w wie auch in u_{tan} periodische Geschwindigkeitsschwankungen aufweist (siehe Abbildung 5.3 bzw. 5.7). Im Vergleich zu Werten aus der Literatur (hier aus numerischer Simulation, in KOBIELA [11]) stimmen trotz der Schwingung das Niveau sowie der mittlere Verlauf der Drallzahl gut überein.

Eine Steigerung der Filmkühlabnahme führt zu einer Anhebung des Drallzahlverlaufs entlang z/d . Während zwischen den Filmkühlbohrlöchern die Drallzahl ähnlich zu stromauf der ersten oder stromab der letzten Bohrung absinkt, steigt S jeweils kurz stromauf bzw. über das einzelne Bohrloch an. Je größer der FKA -Wert ist, desto ausgeprägter wird dieser Anstieg. Diese Steigerung der Drallzahl bei erhöhter FKA ist auf die Verschiebung der tangentialen Geschwindigkeitskomponente mit zunehmendem z/d hin zur Wand des Zyklonkanals zu begründen (siehe Abbildung 5.6). Mit größerem Radius trägt so die Umfangsgeschwindigkeit zu einem im Vergleich zum Lateralimpulsfluss höheren Tangentialimpulsfluss bei und S nimmt zu.

Die unterschiedlichen Niveaus der Drallzahlkurven bei gleicher FKA , jedoch unterschiedlichen globalen Ausblaseraten M , sind durch die unterschiedlichen $\overline{Re}_{cool,in,d}$ -Zahlen zu begründen. Durch den gesteigerten Einfluss der Trägheitskräfte gegenüber den Reibungskräften bei erhöhter Re-Zahl nimmt die Drallzahl bei hohem M weniger stark ab. Somit liegen die Drallzahlen mit hohem M jeweils über jenen mit kleinerer globaler Ausblaserate.

Der Re-Zahl-Einfluss ist auch bei 1,0/100 % zu beobachten (in Abbildung 5.9(b)). Den Erwartungen entsprechend sollte diese Kurve über die einzelnen Bohrungen aufgrund der hohen Filmkühlabnahme noch stärker ansteigen als jene mit $FKA = 50\%$. Durch die stark reduzierte Re-Zahl, aufgrund des hohen Massenabflusses durch die Filmkühlbohrungen, steigt der Einfluss der Zähigkeitskräfte jedoch mit fortlaufendem z/d an, was zu einer Reduktion von S führt.

Absolutgeschwindigkeiten

Der Wärmeübergang wird unter anderem durch die wandnahe Absolutgeschwindigkeit der Strömung beeinflusst. In Abbildung 5.10 ist die radiale Verteilung dieser Geschwindigkeit u_{abs} aus Kombination axialer und tangentialer Komponenten, in Schnitten bei $y/d = 0$, entlang verschiedener z/d -Positionen und für verschiedene Filmkühlabnahmen der Zyklonkonfiguration **bp1** dargestellt. Zusätz-

lich ist jeweils die mittlere, axiale, aus $\overline{Re}_{cool,in,d}$ bestimmte Geschwindigkeit $\bar{u}_{cool,in}$ eines rein axial durchströmten Kühlkanals ohne Drallströmung eingetragen. Für die Betriebspunkte 0,6/20% (b) und 0,6/50% (c) sind ferner die vermessenen Axialgeschwindigkeiten der drallfreien Rohrströmung (**oo1**) unter Vernachlässigung von Radial- und Tangentialkomponenten, welche aufgrund des Ausströmens der Sekundärluft durch die Filmkühlbohrungen entstehen, aufgezeichnet. Hier wird das Potenzial der Zyklonströmung, im Vergleich zu der konventionellen Kanalströmung, sichtbar.

Die Erhöhung der Absolutgeschwindigkeit bei Drallströmungen, im Vergleich zur rein axialen Rohrströmung, ist einerseits auf die zusätzliche tangentielle Geschwindigkeitskomponente und andererseits auf die Bildung des Rückströmgebietes im Zentrum des Zyklonkanals und der miteinhergehenden Steigerung der Axialgeschwindigkeitskomponenten zurück zu führen. Durch die zusätzliche Verlagerung

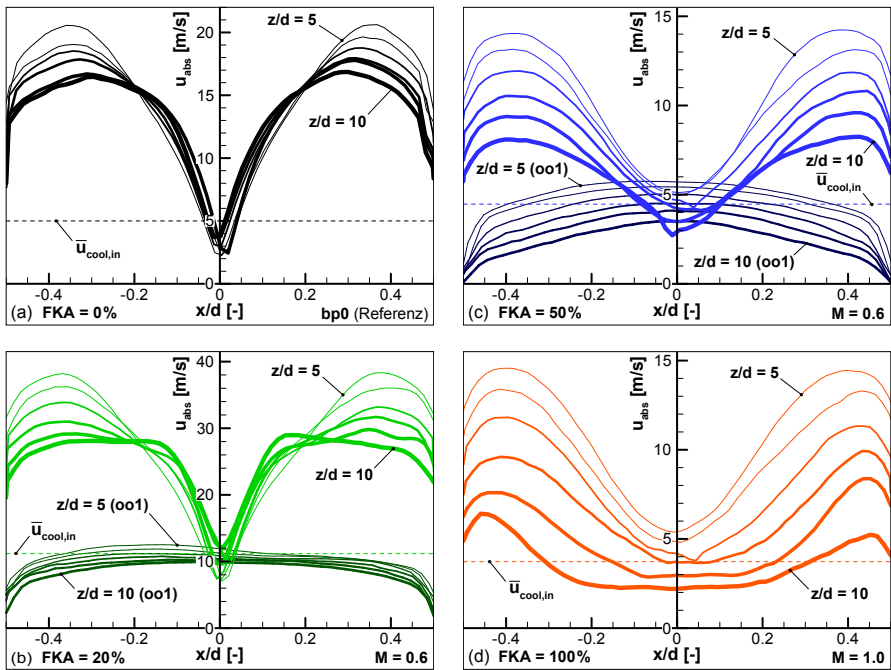


Abbildung 5.10: Absolutgeschwindigkeitsverlauf bei verschiedenen axialen Positionen und Filmkühlabnahmen (**bp1**, $y/d = 0$): (a) FKA = 0%, (b) FKA = 20% incl. drallfrei (**oo1**), (c) FKA = 50% incl. drallfrei (**oo1**) und (d) FKA = 100%

der hohen Tangentialgeschwindigkeiten mit zunehmendem z/d hin zur Kanalwand können mit Drall, bei hohen Filmkühlabnahmen und trotz des Ausströmens der Sekundärluftmasse, wandnah hohe Absolutgeschwindigkeiten erreicht werden (siehe Abbildung 5.10(c), bzw. (d)). Die Sekundärluft wird somit hier verhältnismäßig effizienter eingesetzt als bei niedrigen FKA -Werten, wo die höchsten Absolutgeschwindigkeiten nahe des Wirbelzentrums positioniert sind und somit weniger Einfluss auf den Wärmeübergang an der Wand haben. Direkte Aussagen über den internen Wandwärmeübergang mit Filmkühlabnahme können jedoch im Rahmen dieser Arbeit nicht getroffen werden.

Bei allen hier untersuchten Betriebspunkten (auch bei einer Filmkühlabnahme von $FKA = 100\%$) bleibt die Wirkung des Dralls auch stromab der Bohrlöcher erhalten. Dies ist begründet mit der axialen Rückströmung, welche über die komplette untersuchte Zyklonkanallänge ausgebildet ist sowie der auch hier noch vorhandenen Tangentialgeschwindigkeitskomponente.

Helixstrukturen

In WINTER [10], wie auch in KOBIELA [11], werden bei einem ähnlichen Doppelschlitz-Drallerzeuger interne Helixstrukturen als wärmeübergangssteigernde Phänomene identifiziert. Diese Strukturen treten auch bei den hiesigen Strömungsfeldvermessungen am Zylinder ohne Filmkühlbohrungen ($FKA = 0\%$) auf. Die Querschnitte des Strömungsfeldes im Zyklonkanal weisen zwei um die z -Achse umlaufende Maxima der planaren Geschwindigkeit u_{tan} , in WINTER [10] „Jets“ genannt, auf. In Abbildung 5.11(a) ist diese Geschwindigkeitskomponente im Schnitt $y/d = 0$ dargestellt. Zur dreidimensionalen Visualisierung der Verläufe der Jets werden Isoflächen über die pro Querschnitt j relativen planaren Geschwindigkeiten (hier $u_{xy}/u_{xy,max,j} = 98,2\%$) gelegt. Die Auswirkungen dieser so entstehenden Helixstrukturen auf die w -Geschwindigkeitsverteilung sind in Abbildung 5.11(b) dargestellt. Zwischen den Jets und der Wand wird lokal die Axialgeschwindigkeit erhöht.

Bei den Konfigurationen mit Filmkühlbohrlöchern ist im Bereich der Bohrungen eine derartige Bestimmung solcher Strukturen aufgrund der Übergeschwindigkeiten an den jeweiligen Bohrlocheintritten nicht aussagekräftig. Jedoch treten abseits der Bohrungen ($z/d \leq 5,8$ und $z/d \geq 10,8$) ähnliche Strukturen wie beim glatten Zylinder auf (siehe Abbildung A.6 sowie A.7). Hier sind qualitativ die Verläufe der einzelnen Helices eingezeichnet. Stromauf der Bohrungen scheint sich für alle Betriebspunkte eine Doppelhelix zu bilden, während stromab der Bohrungen sich

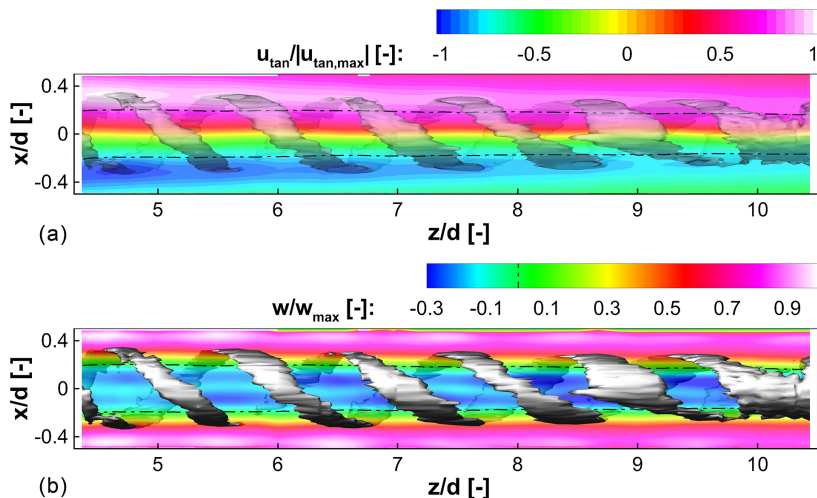


Abbildung 5.11: Helixstrukturen im Zyklonkanal ohne Filmkühlbohrungen ($FKA = 0\%$) mit (a) Tangentialgeschwindigkeit und (b) relativer Axialgeschwindigkeit, jeweils im Schnitt $y/d = 0$, die Strich-Punkt-Linie begrenzt das axiale Rückströmgebiet

meist nur eine einzelne Helix ausbildet. Bei der Filmkühlabnahme $FKA = 20\%$ ist diese Helix jeweils entgegen der generellen Drallrichtung orientiert. Der Grund für dieses Verhalten kann im Rahmen dieser Arbeit nicht ermittelt werden.

Für identische Filmkühlabnahmen bilden sich trotz unterschiedlicher globaler Ausblaseraten M , und somit variierender $\overline{Re}_{cool,in,d}$ -Zahlen, jeweils identische Strukturen aus. Auch die Drallrichtung hat keinen Einfluss hierauf. Eine direkte Auswirkung der Helixstrukturen auf die wandnahe Geschwindigkeit bzw. auf den Wandwärmeübergang kann hier nicht weiter untersucht bzw. nachgewiesen werden.

Die Filmkühlabnahme FKA ist somit bezüglich der Struktur des Strömungsfeldes im Zyklonkanal der einflussreichste Faktor, während eine Variation der globalen Ausblaserate M nur die Geschwindigkeitsamplituden verändert und eine Änderung der Drallrichtung eine Spiegelung des Strömungsfeldes hervorruft.

5.1.2 Zuströmung zum Filmkühlbohrloch

Mit Kenntnis des Strömungsfeldes innerhalb des Zyklonkanals kann die für die Filmkühlung wichtige Zuströmsituation am Eintritt der Bohrungen analysiert werden.

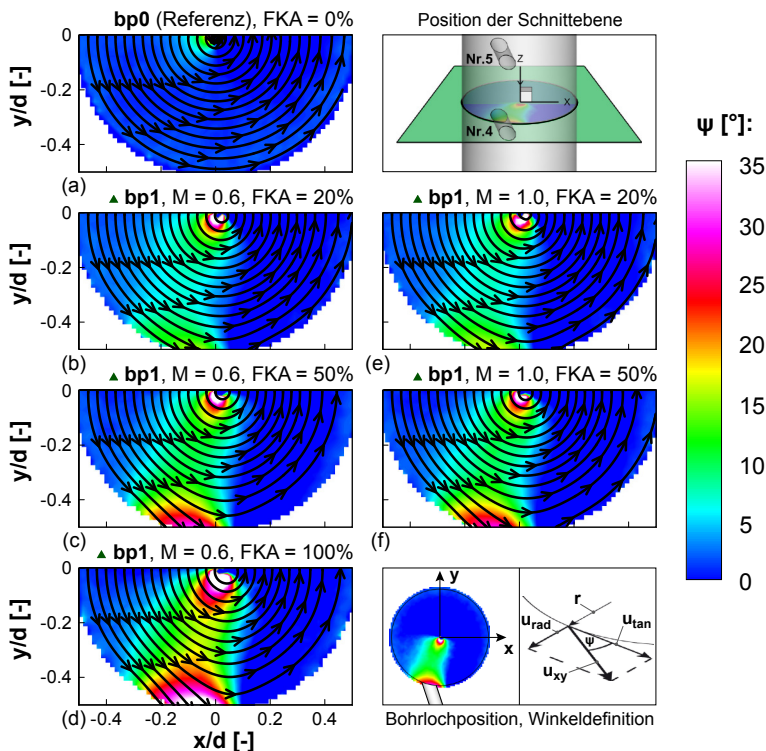


Abbildung 5.12: Die Verteilung des planaren Zuströmwinkels ψ in einem xy -Querschnitt durch den Zyklonkanal, direkt stromauf des Bohrlochs Nr. 4 mit Stromlinien der planaren Geschwindigkeit u_{xy} , bei **bp1**

Hierfür sind in Abbildung 5.12 (Konfiguration **bp1**), bzw. 5.13 (**bn1**) planare Stromlinien in einem xy -Querschnitt direkt stromauf des Bohrlochs Nr. 4 ($z/d = 7,87$) für verschiedene Betriebspunkte dargestellt. Zudem sind jeweils die Verteilungen des planaren Winkels ψ (siehe Gleichung 5.6) aufgezeichnet, welcher die Abweichung von einer rein zylindrischen Strömung und somit die Ablenkung der Stromlinien in Richtung zur Filmkühlbohrung aufgrund der ausströmenden Sekundärluft quantifiziert.

Abbildung 5.12(a) zeigt den Referenzfall des Zyklonkanals ohne Filmkühlbohrungen ($FKA = 0\%$). Hier sind die Stromlinien wie erwartet stark zylindrischer Natur und ψ weist größtenteils Werte unterhalb von 2° auf. Im Zentrum des Zyklonkanals ist

ψ jedoch erhöht. Dies ist auf eine leichte Verschiebung des Wirbelkerns, weg vom geometrischen Mittelpunkt des Zylinders, zurückzuführen. Der identische Effekt, zusätzlich verstärkt durch den Massenabfluss durch die Filmkühlbohrung, ist auch bei den anderen Betriebspunkten zu beobachten. Dieses Phänomen hat vermutlich kaum Einfluss auf die Filmkühlung und soll daher im Folgenden unbeachtet bleiben.

$$\psi = \arctan \left(\frac{u_{rad}}{|u_{tan}|} \right) \quad (5.6)$$

Eine Variation der Filmkühlabnahme FKA hat, wie nach den obigen Feststellungen (siehe Abschnitt 5.1.1) zu erwarten ist, den größten Einfluss auf die Winkelverteilung, während die Variation der globalen Ausblaserate M die Zuströmwinkel zu den Bohrungen trotz stark unterschiedlicher Absolutgeschwindigkeitsbeträgen nur geringfügig ändert. Mit zunehmender FKA nehmen die Winkelwerte von ψ sowie auch die Ausdehnung des Gebietes in dem die zylindrische Strömung beeinflusst wird, zu. Da bei gleicher globaler Ausblaserate M jeweils die identische Sekundärluftmasse durch die Bohrung ausströmt, ψ jedoch bei niedrigen Filmkühlabnahmen nur kleine Werte annimmt, erfährt das ins Bohrloch einströmende Fluid hier die erforderliche Richtungsänderung auf kürzerem Weg. Die darausfolgend stärkere Krümmung der Stromlinien bedingt höhere Druckgradienten, was die Ausbildung von Ablösungen begünstigt. Die höhere Absolutgeschwindigkeit bei hohem $\overline{Re}_{cool,in,d}$, verstärkt

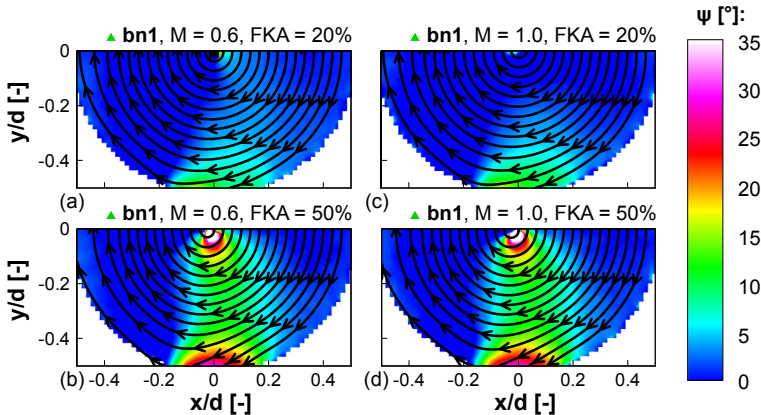


Abbildung 5.13: Die Verteilung des planaren Zuströmwinkels ψ in einem xy -Querschnitt durch den Zyklonkanal, direkt stromauf des Bohrlochs Nr. 4 mit Stromlinien der planaren Geschwindigkeit u_{xy} , bei **bn1**

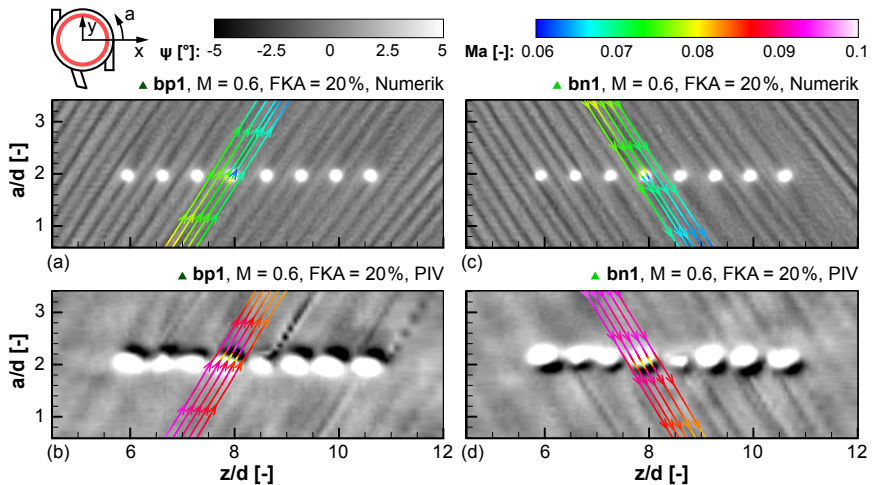


Abbildung 5.14: Die Verteilung des zweidimensionalen Zuströmwinkels ψ auf einer abgewinkelten Zylinderebene, bei 90 % des Zyklonkanalradius mit Ma-Zahl eingefärbten Stromlinien, bei 0,6/20 %, **bp1** bzw. **bn1**, aus PIV und Numerik

diesen Effekt. Im Gegensatz hierzu hat die Sekundärluft bei hohen FKA-Werten schon vor dem Eintritt in die Bohrung einen stärkeren Richtungswechsel hin zur Bohrlochachse vollführt. Die restliche notwendige Umlenkung am Bohrungseinlass, sowie die Krümmung der Stromlinien, wird somit hier weniger stark ausgeprägt. Die Neigung zur Strömungsablösung ist daher geringer.

Ausgenommen von der Spiegelung, hat die Änderung der Drallrichtung nahezu keinen Einfluss auf die bohrungsnahe Winkelverteilung (siehe Abbildung 5.13). Die wandnahe, flächige Verteilung von ψ ist, zum direkten Vergleich von positivem und negativem Drall, auf einem abgewinkelten Zylinder bei 90 % des Zyklonkanalradius, für den Betriebspunkt 0,6/20 %, in Abbildung 5.14 dargestellt. Die Koordinate a zeigt die umlaufende Position für einen kompletten Umfang, wobei der Nullpunkt in den Schnittpunkt des Zylinders mit der positiven x -Achse gelegt wird. In (b) und (d) sind die Resultate aus den PIV-Messungen ersichtlich und in (a), bzw. (c) sind entsprechende Ergebnisse aus den numerischen Simulationen (siehe Abschnitt 4.4) aufgetragen. Ein positives ψ zeigt wie in Abbildung 5.12, bzw. 5.13, dass die Strömung aus der Schnittebene in Richtung Wand, bzw. Filmkühlbohrloch strömt, während bei einem negativen ψ die Strömungsrichtung hin zum Zentrum zeigt. Zusätzlich sind planare Stromlinien auf der Zylinderschnittebene eingezeichnet,

welche die Strömungsrichtung am Eintritt des Bohrlochs Nr. 4 wiedergeben und entsprechend der Mach-Zahl in dieser Ebene eingefärbt sind. Eine Querström-Mach-Zahl am Eintritt der Bohrungen gemäß GRITSCH et al. [90] (siehe Abschnitt 2.2.1) kann hier aufgrund der komplexen Zyklonströmung nicht definiert werden. Die eingezeichneten Mach-Zahlen können jedoch verwendet werden, um einen Eindruck von den Zuströmgeschwindigkeiten zu gewinnen.

Im Vergleich zwischen den Ergebnissen der numerischen Simulationen und den PIV-Messungen, ist in der ψ -Verteilung prinzipiell ein ähnliches Verhalten zu sehen. Die Richtung der einzelnen Stränge mit erhöhtem, bzw. vermindertem ψ ist identisch, jedoch weist die Numerik mehr und stärker ausgeprägte Inhomogenitäten auf. Um die Bohrungen herum, sind bei den PIV-Messungen größere Bereiche mit hohen ψ -Winkelwerten zu beobachten. Diese entstehen aufgrund der im Vergleich zur Numerik größeren Radien am Eintritt der Filmkühlbohrlöcher (siehe auch Abschnitt 4.5). Die Geschwindigkeitswerte, bzw. Ma-Zahlen entlang der Stromlinien, sind in der Numerik niedriger. Jedoch wird die Strömungsrichtung entsprechend den Messungen wiedergegeben. Eine ausführliche Zusammenstellung dieser Vergleichsbilder ist in Anhang A.4.2 zu finden.

Auch nahe des Filmkühlbohrlochs bestimmt die Filmkühlabnahme FKA maßgeblich die Struktur der Zyklonströmung. Der Zuströmwinkel, bzw. die Krümmungen der Stromlinien am Bohrungseintritt sind nahezu unabhängig von der globalen Ausblaserate M .

5.1.3 Die Strömung in den Filmkühlbohrungen

Die Strömung in den Filmkühlbohrlöchern wird maßgeblich durch die Einstromsituation der Sekundärluft am Bohrungseintritt beeinflusst. Die bohrungsintern auftretenden Phänomene haben, beim hier vorliegenden Verhältnis der Bohrlochlänge zum Bohrungsdurchmesser $L/D = 3$, einen Einfluss auf die Ausbildung der Strömung am Austritt des Bohrlochs und folglich auch auf die Filmkühlung. Um diese Effekte und deren Unterschiede zwischen den Betriebspunkten und Drallrichtungen zu identifizieren, ist in Abbildung 5.15 die interne Strömung in Bohrloch Nr. 4 für eine globale Ausblaserate von $M = 0,6$, bei variierter FKA sowie Drallorientierung, mit Hilfe von Ergebnissen der numerischen Simulationen (siehe Abschnitt 4.4) dargestellt. Isoflächen zeigen die Zonen mit axialer Rückströmung an. Zusätzlich sind einzelne, qualitativ mit der Absolutgeschwindigkeit eingefärbte, Stromlinien eingezeichnet, welche einen Eindruck über die Strömung vermitteln. Der Blickwinkel ist senkrecht auf die Austrittsfläche der Filmkühlbohrung gerichtet,

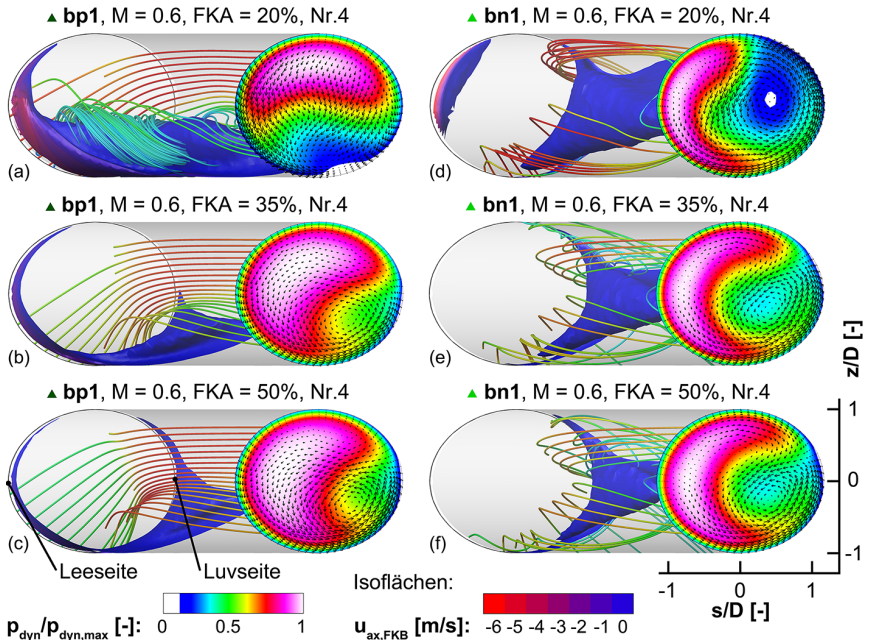


Abbildung 5.15: Strömung im Filmkühlbohrloch: Zonen mit axialer Rückströmung, einzelne Stromlinien sowie die relative axiale dynamische Druckverteilung am Bohrlochaustritt, bei $M = 0,6$ und verschiedenen FKA und Drallrichtungen, beispielhaft für Loch Nr. 4

in welcher die Verteilung des relativen dynamischen Drucks, axial zur Bohrung, aufgezichnet ist. Zusätzlich zeigt das Vektorfeld ebenfalls rein qualitativ die planaren Geschwindigkeitskomponenten in der Austrittsebene an. Da diese Vektoren keinen signifikanten Einfluss auf die Verteilung der Filmkühleffektivität aufweisen, wird hier auf eine detaillierte Analyse verzichtet.

Durch die Umlenkung, welche die Sekundärluft bei der Einströmung ins Bohrloch erfährt, bilden sich Rückströmzonen bzw. Ablöseblasen aus. Diese variieren in Größe und Position, je nach Anströmrichtung und -geschwindigkeit. Bei vergleichsweise langsamen internen Geschwindigkeiten im Zyklonkanal ($FKA = 50\%$) bilden sich auch vergleichsweise kleine Ablöseblasen. Während sich bei positiver Drallrichtung **bp1** die Ablöseblase beinahe torusförmig um den Bohrungseintritt legt (Abbildung 5.15(c)), bilden sich die Zonen mit axialer Rückströmung bei negativ orientierter Drallrichtung (**bn1**) nur einseitig an der Luvseite, jedoch deutlich

wie auch eine Veränderung deren Ausprägung, beeinflusst direkt das Austrittsprofil. Aufgrund der größeren Raumforderung der Ablöseblasen bei **bn1** bilden sich im Vergleich zu **bp1** höhere Übergeschwindigkeiten und somit auch stärkere Geschwindigkeitsspitzen am Bohrungsaustritt.

Im Vergleich zu den Veränderungen der Ablöseblasen bei verschiedenen Filmkühlabnahmen oder Drallrichtungen zeigt sich bei einer Variation der globalen Ausblaserate M nur ein geringer Einfluss auf die Form bzw. die Größe der Rückströmzonen (siehe Abbildung 5.16). Somit verändert sich auch die Form der relativen Austrittsgeschwindigkeits-Verteilung ($p_{dyn}/p_{dyn,max}$) nicht signifikant, obwohl die Absolutgeschwindigkeitswerte in der Bohrung von $M = 0,6$ hin zu $M = 1,0$ stark zunehmen. Über die einzelnen Bohrungen hinweg (hier sind Bohrloch Nr. 1, Nr. 4 sowie Nr. 7 bei **bp1** dargestellt) ändern sich die Ausprägungen und Auswirkungen der Zonen mit axialer Rückströmung nur gering.

Betreffend der Strömung in den Filmkühlbohrungen sind die Filmkühlabnahme FKA sowie die Drallorientierung die dominanten Faktoren für die Ausbildung der Ablöseblasen und der darausfolgenden Verteilung der Übergeschwindigkeit am Bohrungsaustritt.

5.1.4 Die Verteilung der Ausblaserate pro Bohrloch

Über die acht Bohrungen sind an der Austrittsebene die Verteilungen des relativen axialen dynamischen Drucks ähnlich. Jedoch variiert der Massenstrom durch die einzelne Bohrung aufgrund der sich durch den Massenausfluss über der Höhe ändernden Zuströmbedingung. In der Bestimmung der Verteilung der flächig gemittelten Ausblaserate pro Bohrloch \bar{m} wird dies ersichtlich. In Abbildung 5.17 ist diese Verteilung über den Bohrlochnummern für die Referenzkonfiguration **oo1** sowie den beiden Drallrichtungen mit „bottom“-DE (**bp1**, **bn1**) für die zwei eingestellten globalen Ausblaseraten $M = 0,6$ bzw. $1,0$ und die Filmkühlabnahmen (a) $FKA = 20\%$ bzw. (b) $FKA = 50\%$ dargestellt. Diese Werte entstammen Pitotrohr-Messungen (siehe Abschnitt 4.3).

Gut ersichtlich ist hier die in Abschnitt 5.1 angedeutete Strömungsbeeinflussung des Bohrlochs Nr. 8 durch den eingebauten Temperatursensor. Die lokalen Ausblaseratenwerte dieser Bohrung fallen durch die interne Verblockung der Strömung deutlich geringer aus, als bei den restlichen Bohrungen. Das Bohrloch Nr. 4 weist meist die beste Übereinstimmung mit M auf, weshalb es jeweils für die detailliertere Betrachtung von Phänomenen herangezogen wird. Bei direkten Konfigurationsvergleichen fällt somit eine Variation von \bar{m} weg.

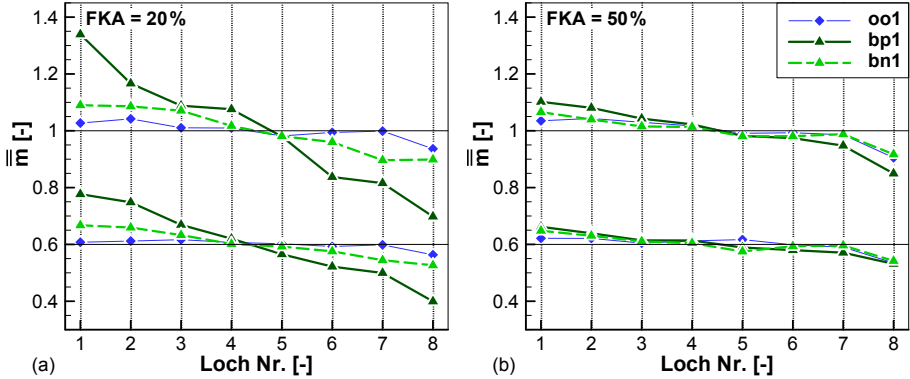


Abbildung 5.17: Die Verteilung der flächengemittelten, lokalen Ausblaserate pro Bohrloch \bar{m} , bei den beiden globalen Ausblaseraten $M = 0,6$, bzw. $1,0$ und den Filmkühlabnahmen (a) 20 % und (b) 50 %

Die drallfreie Konfiguration **oo1** weist, unabhängig vom Betriebspunkt, gleichverteilte \bar{m} -Werte auf. Bei den Drallbehafteten ist die Verteilung jedoch stark vom Betriebspunkt abhängig. Mit einer Variation der globalen Ausblaserate verhalten sich die Verteilungen von \bar{m} jeweils relativ zu M . Bei $FKA = 50\%$ (Abbildung 5.17(b)) weisen **bp1**, wie auch **bn1**, eine leicht fallende Tendenz der \bar{m} -Werte entlang des Zyklonkanals auf. Die Werte befinden sich jedoch alle innerhalb einer Bandbreite von ca. $\pm 10\%$ um die jeweilige globale Ausblaserate M . Mit sinkender Filmkühlabnahme, sprich steigender mittlerer Axialgeschwindigkeit im Zyklonkanal (a), wird die Verteilung von \bar{m} bei **bp1** stark inhomogen. Während bei den ersten Bohrungen die flächig gemittelte, lokale Ausblaserate den Wert M um bis zu 30 % übersteigt, sinkt \bar{m} mit steigender Bohrlochnummer stark und nahezu monoton, sodass bei den Bohrungen mit höheren Nummern der Sekundärluftstrom durch die jeweilige Bohrung deutlich geringer ausfällt, als global eingestellt. Bei negativer Drallrichtung (**bn1**) ist diese Umverteilung des Massenstroms hin zu den Bohrungen mit niedrigen Nummern auch vorhanden, jedoch viel schwächer ausgeprägt.

5.1.5 Die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität

Die Auswirkungen der internen Zyklonströmung auf die Strömung am Austritt der Filmkühlbohrlöcher und die daraus folgende Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität werden aus Abbildung 5.18 ersichtlich. Hier ist jeweils die flächige

η_{AW} -Verteilung auf der Schaufeloberfläche um das Bohrloch Nr. 4 bei verschiedenen Betriebspunkten und Drallkonfigurationen aufgetragen. Zusätzlich ist die Verteilung des gemessenen relativen axialen dynamischen Drucks am Bohrlochaustritt dargestellt.

Die Konfiguration **oo1** ohne Drall weist ein entlang der Hauptstromrichtung annähernd symmetrisches Austrittsgeschwindigkeitsprofil auf. Auch die Verteilungen der adiabaten Filmkühleffektivität bilden sich nahezu symmetrisch aus. Mit zunehmender Querströmungsgeschwindigkeit im Zyklonkanal (sinkendes FKA) wird die Verteilung von $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ spitzer und inhomogener. Die lokalen Übergeschwindigkeiten bilden sich somit stärker aus. Diese höheren Austrittsgeschwindigkeiten bei insgesamt gleichem, jedoch über die Austrittsfläche ungleichmäßiger verteiltem Sekundärluftmassenstrom, bewirken eine Abnahme der adiabaten Filmkühleffektivitätswerte. Durch die lokal höhere Ausblaserate m , bzw. den höheren lokalen Austrittsimpuls, dringt der Sekundärluftstrahl weiter in die Hauptströmung ein,

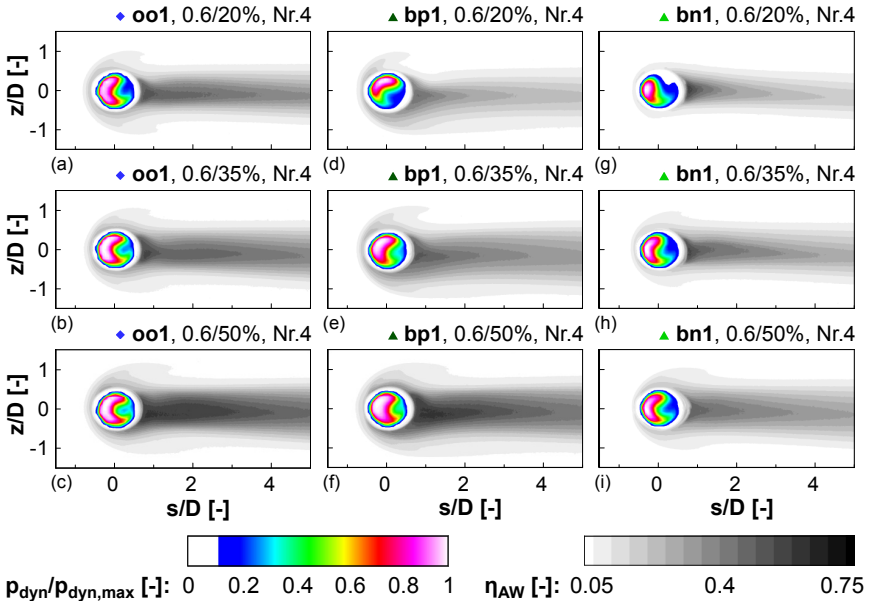


Abbildung 5.18: η_{AW} -Werte auf der Modellschaufeloberfläche und die gemessene, relative axiale dynamische Druckverteilung am Bohrlochaustritt bei $M = 0,6$, verschiedenen Drallkonfigurationen und Filmkühlabnahmen, beispielhaft für Bohrung Nr. 4

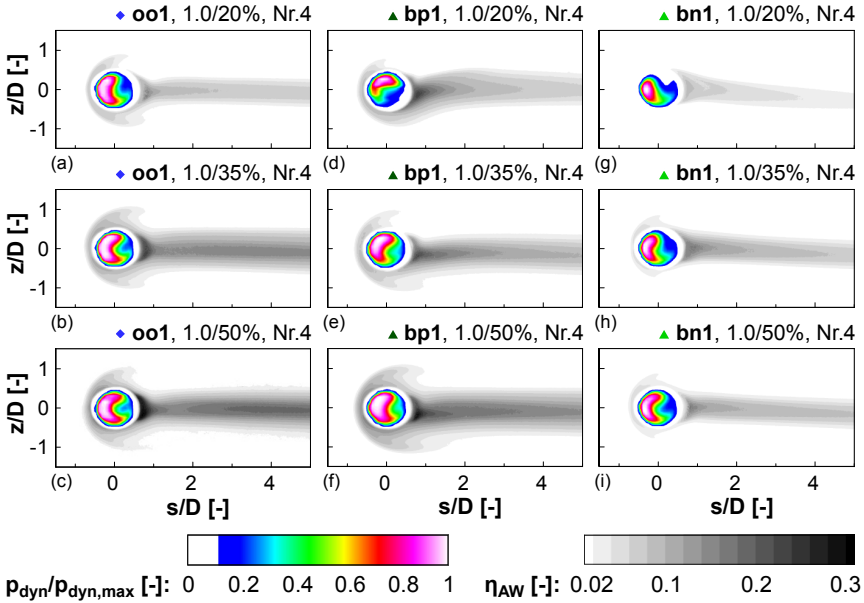


Abbildung 5.19: η_{AW} -Werte auf der Modellschaufeloberfläche und die gemessene, relative axiale dynamische Druckverteilung am Bohrlochaustritt bei $M = 1,0$, verschiedenen Drallkonfigurationen und Filmkühlabnahmen, beispielhaft für Bohrung Nr. 4

was zu niedrigeren Konzentrationen direkt an der Oberfläche führt. Durch die vergleichsweise niedrigen internen Querströmgeschwindigkeiten bei **oo1** werden Einflüsse der in GRITSCH et al. [93] beobachteten Effekte (vgl. Abbildung 2.10) hier nicht sichtbar.

Bei der Konfiguration mit positiver Drallrichtung (**bp1**) ist das Austrittsprofil des relativen axialen dynamischen Drucks bei $FKA = 50\%$ (f) im Vergleich zu **oo1** (c) deutlich homogener. Somit sind hier keine starken Geschwindigkeitsspitzen vorhanden. Jedoch ist eine mit sinkender FKA (e, d) zunehmende Asymmetrie im Geschwindigkeitsfeld zu beobachten. Mit dieser Entwicklung geht wiederum die Bildung von Übergeschwindigkeiten einher, und η_{AW} wird abgesenkt. Auch die Verteilung von η_{AW} wird um das Bohrloch herum asymmetrisch.

Die Geschwindigkeitsprofile am Bohrungsaustritt sind bei der negativen Drallrichtung (**bn1**) grundsätzlich inhomogener, verglichen mit **oo1** bzw. **bp1**. Mit sinkender Filmkühlabnahme bildet sich auch hier eine leichte Asymmetrie in $p_{dyn}/p_{dyn,max}$

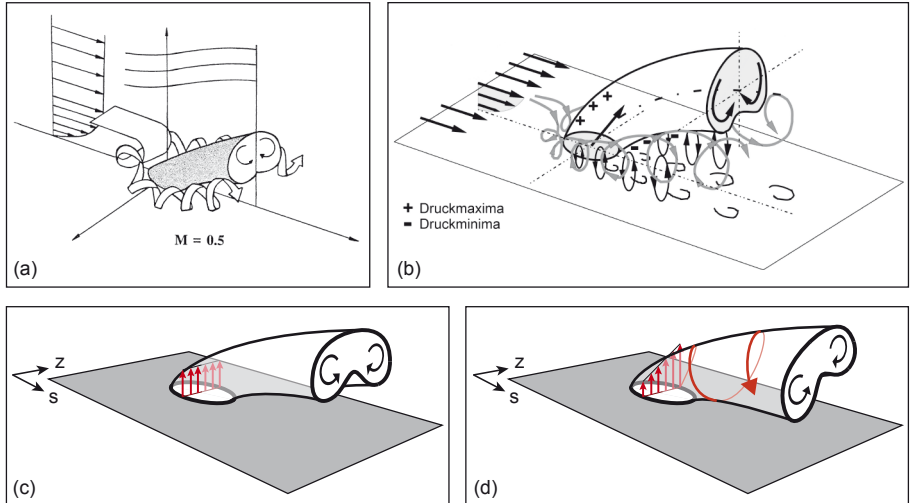


Abbildung 5.20: (a) Der Hufeisenwirbel bei einem Filmkühlstrahl (aus [141]), (b) die weiteren Wirbelsysteme bei der Interaktion eines Kühlluftstrahls mit der Hauptströmung (aus [60]) und (c, d) die zusätzliche Auswirkung eines asymmetrischen Geschwindigkeitsprofils am Filmkühlbohrlochaustritt (stark vereinfachte Darstellung)

wie auch in η_{AW} , wobei die Verschiebung in gegenläufiger Richtung zu **bp1** stattfindet. Zusätzlich wird das Gebiet mit hoher Austrittsgeschwindigkeit lateral (in z -Richtung) schmaler. Aufgrund dessen wird die seitliche Ausbreitung des Filmkühlstrahls reduziert.

In Abbildung 5.19 sind die gleichen Verteilungen bei einer höheren globalen Ausblaserate ($M = 1,0$) dargestellt. Beim Vergleich der Verteilungen von $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ zwischen den beiden globalen Ausblaseraten, so wird deutlich, dass eine Variation der M -Werte keinen nennenswerten Einfluss hierauf hat. Die Form sowie auch das relative Niveau der Verteilungen bleiben identisch. Dies obwohl die Absolutwerte der Geschwindigkeiten stark steigen. Auch die Form der η_{AW} -Verteilung bleibt weitgehend gleich. Es sind ähnliche Phänomene zu beobachten, wie sie auch schon in Abbildung 5.18 dargestellt sind. Die Ausprägung der Asymmetrie bei positiver wie auch das schmalere werden des Filmkühlstrahls bei negativer Drallrichtung ist auch hier markant. Die Absolutwerte von η_{AW} liegen jedoch aufgrund der höheren Ausblaserate auf generell niedrigerem Niveau.

Durch den vergleichsweise hohen Anstellwinkel der Bohrung zur Oberfläche von $\alpha = 59^\circ$ sind direkt um das Bohrloch herum die Auswirkungen eines Hufeisenwirbels, in Form einer sichelförmigen Anhebung der adiabaten Filmkühleffektivität, zu beobachten. Dieser entsteht aufgrund eines Druckgradienten, welcher sich entlang der Staustromlinie eines Hindernisses durch die abgebremste Grenzschicht bildet (vgl. WILFERT [141]). In erster Näherung kann der Filmkühlstrahl als ein solches zylindrisches Hindernis angesehen werden (vgl. DÜCKERSHOFF [60]). Das nachfolgende Aufrollen der Grenzschicht (siehe Abbildung 5.20(a)) transportiert Sekundärluft aus dem Bohrloch zur Oberfläche stromauf der Bohrung und erhöht so sichelförmig die adiabate Filmkühleffektivität. Bei spitzen bzw. lokal begrenzten Geschwindigkeitsmaxima (z. B. **bn1** 1,0/20 %, Abbildung 5.19(g)) ist dieser Effekt nicht zu beobachten. Hier ist das Filmkühlstrahl-Hindernis entsprechend dünner, bzw. der Hufeisenwirbel somit wahrscheinlich schmaler ausgebildet, sodass er nicht neben der Bohrung zu liegen kommt. Der sichelförmige Abdruck des Hufeisenwirbels an der Schaufeloberfläche weist über verschiedene globale Ausblaseraten M , bzw. bei ähnlichen Austrittsgeschwindigkeitsprofilen, eine ähnliche Ausprägung auf.

Bei einer asymmetrischen Geschwindigkeitsverteilung am Bohrlochaustritt (z. B. **bp1** 1,0/20 %, Abbildung 5.19(d)) werden die bekannten symmetrischen Wirbelsysteme, welche bei der Interaktion eines Sekundärluftstrahls mit der Hauptströmung entstehen (siehe Abbildung 5.20(b)), vom zusätzlichen Geschwindigkeitsgradienten im Bohrloch überlagert (c, d). Auf der Seite mit hoher lokaler Ausblasegeschwindigkeit führt dies zu einer einseitigen Anhebung des Nierenwirbelpaars, was wiederum die direkt stromab liegenden η_{AW} -Werte abschwächt. Auf der gegenüberliegenden Seite folgt die Sekundärluft eher der Oberfläche. Die asymmetrische Ausblasung am Bohrloch-Austritt wirkt folglich wie ein zusätzlicher Wirbel, welcher die Sekundärluft auf der einen Seite abheben lässt und auf der gegenüberliegenden auf die Oberfläche drückt. Der größere Gradient von η_{AW} stromab der Bohrung deutet auf verstärkte Vermischungsprozesse hin, welche aufgrund dieses zusätzlichen Wirbels entstehen. Dieses Phänomen der Asymmetrie der adiabaten Filmkühleffektivitätsverteilung sowie das entsprechend verzerrte Strömungsfeld stromab des Bohrlochs sind auch in TAKEISHI et al. [102] zu beobachten.

Laterale Mittelung

Um die Auswirkungen der internen Zyklonströmung auf die Filmkühlung globaler betrachten und direkter miteinander vergleichen zu können, sind in Abbildung 5.21 die lateral über die sieben validen Bohrungen gemittelten, adiabaten Filmkühleffek-

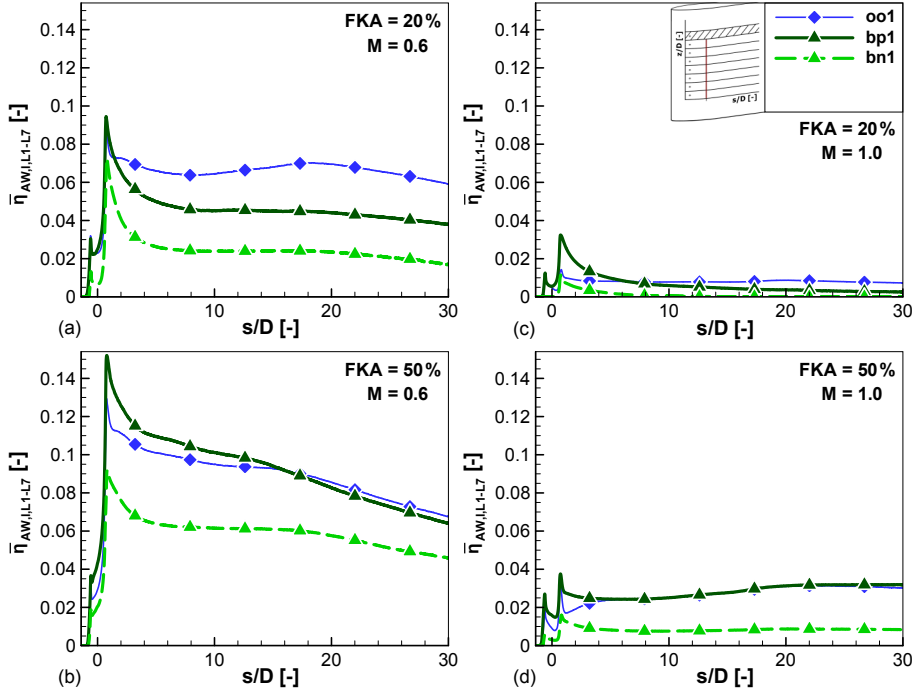


Abbildung 5.21: Verteilung der lateral gemittelten, adiabaten Filmkühleffektivitätswerte entlang der Schaufeloberfläche, für **oo1**, **bp1** und **bn1**, bei $M = 0,6$ bzw. $1,0$ und $FKA = 20\%$ und 50%

tivitätswerte $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ entlang der dimensionslosen Lauflänge der Schaufeloberfläche s/D für verschiedene Betriebspunkte aufgetragen. Die Breite der Mittelung beträgt für jedes Bohrloch $\pm 2,5D$. Somit wird beim hier verwendeten Bohrungsabstand $P = 5D$ auf einer zusammenhängenden Fläche gemittelt. Dies führt, aufgrund des Einzelstrahlverhaltens der Filmkühlung und den damit verbundenen ausgehenden Stellen mit sehr niedrigen, adiabaten Filmkühleffektivitätswerten zwischen den Strahlen, zu vergleichsweise niedrigen Absolutwerten von $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$. Da jeweils über die identische Fläche gemittelt und auch die Teilung nicht verändert wird, ist dies jedoch im direkten Vergleich zwischen den Konfigurationen bzw. Betriebspunkten unerheblich.

Die Verläufe von $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ sinken unabhängig von der Konfiguration mit steigender globaler Ausblaserate M ab. Eine Senkung der adiabaten Filmkühleffektivität über

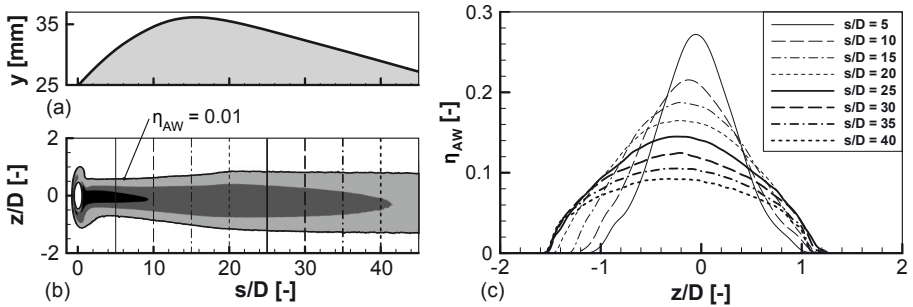


Abbildung 5.22: Ursprung des Knicks in der $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ -Verteilung bei $s/D \approx 18$; (a) Verlauf der Schaufelkontur (stark überzeichnet), (b) beispielhafte Verteilung von η_{AW} und (c) entsprechende Querschnitte des Filmkühlstrahls

die Konfigurationen hinweg wird auch durch eine Reduktion der Filmkühlabnahme bewirkt. Die durch Geschwindigkeitsspitzen am Austritt der Filmkühlbohrung verursachte Verminderung von η_{AW} bei der negativen Drallrichtung **bn1** setzt sich auch weiter stromab der Bohrungen und für alle vermessenen Betriebspunkte fort. Die positiv orientierte Drallkonfiguration **bp1** hingegen erreicht, bei einer Filmkühlabnahme von 50 %, über den gesamten vermessenen Bereich der Schaufeloberfläche ähnliche gemittelte adiabate Filmkühleffektivitätswerte, wie die Referenzkonfiguration ohne Drall **oo1**. Der Drall scheint sich hier nicht stark auf den Verlauf der linear gemittelten η_{AW} -Werte auszuwirken. Bei niedrigeren Filmkühlabnahmen, und somit höheren Geschwindigkeiten im Zyklonkanal, verändert sich jedoch der Verlauf. Bei niedrigen globalen Ausblaseraten (Abbildung 5.21(a)) werden die $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ -Referenzwerte der Konfiguration **oo1** nicht erreicht. Die asymmetrische Geschwindigkeitsverteilung am Bohrlochaustritt und die damit verbundene Veränderung der Sekundärluft-Hauptstrom-Interaktion bewirkt bei $M = 1,0$ (c) eine markante Anhebung der adiabaten Filmkühleffektivitätswerte bei **bp1**, direkt stromab der Filmkühlbohrung. Durch die ausgeprägtere Vermischung sinkt $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ mit zunehmender Lauflänge s jedoch stärker, was wiederum zu einer Unterschreitung der **oo1**-Kurve weiter stromab führt.

Bei einer Position von $s/D \approx 18$ ist unabhängig der Konfiguration ein Abknicken der lateral gemittelten adiabaten Filmkühleffektivitätsverläufe zu beobachten. Der Beginn dieses Knicks fällt ungefähr mit der Position der maximalen Profildicke des Schaufelmodells zusammen (bei $x/S = 17,1\%$ bzw. $s/D \approx 16$). In Abbildung 5.22(a) ist der Konturverlauf der Schaufeloberfläche im Bereich der Filmkühlung dargestellt. Ein Beispiel einer flächigen η_{AW} -Verteilung ist in (b) zu finden sowie

einzelne Querschnitte von η_{AW} bei konstantem s/D in (c). Bis zum Knick weitet sich der Filmkühlstrahl seitlich auf (siehe Isolinie $\eta_{AW} = 0,01$). Weiter stromab bleibt dessen Ausdehnung in z -Richtung nahezu konstant oder nimmt leicht ab. Durch die konvexe Krümmung und die daraus resultierende Beschleunigung der Hauptströmung im vorderen Teil des Modellschaufelprofils wird der Filmkühlstrahl relativ schmal und spitz gehalten (vgl. SCHWARZ et al. [75]). Danach folgt der Bereich des statischen Druckanstiegs und die η_{AW} -Verteilung wird eher flach, der Filmkühlstrahl behält seine seitliche Ausdehnung bei, während die laufenden Vermischungsprozesse der Sekundärluft mit dem Hauptstrom die adiabaten Filmkühleffektivitätswerte fortwährend vermindern. Um diese Effekte nicht zusätzlich in die Betrachtung mit einzuschließen, soll hier das Augenmerk vor allem auf den Bereich stromauf der Position des Knicks gerichtet werden. Da die Profilgeometrie des Schaufelmodells ab einer Position von $s/D = 14,5$ von der saugseitigen AGTB-Vorderkante abweicht (siehe Abschnitt 4.1.4), wird hier die Koordinate $s/D = 14$ als stromabliegende Grenze von flächigen Mittelungen festgelegt.

Flächige Mittelung

Die Auswirkungen der unterschiedlichen lokalen Ausblaseraten \bar{m} auf die adiabaten Filmkühleffektivitätswerte der einzelnen Bohrungen sind in Abbildung 5.23 mittels der flächig gemittelten adiabaten Filmkühleffektivität pro Bohrloch bis $14D$ stromab ($\bar{\eta}_{AW,14D}$) über dem jeweiligen \bar{m} dargestellt. Die zusätzlich eingetragenen globalen Werte zeigen die über die sieben validen Bohrungen flächengemittelte adiabate Filmkühleffektivität $\bar{\eta}_{AW,14D,L1-L7}$ über der globalen Ausblaserate M .

Bei der Referenzkonfiguration ohne Drall **oo1** gruppieren sich die Werte der einzelnen Bohrungen um die globalen Betriebspunkte. Dies zeigt eine relativ geringe Variation der flächig gemittelten Ausblaserate \bar{m} einerseits (siehe Abbildung 5.17) wie auch der gemittelten adiabaten Filmkühleffektivität über den Bohrungen. Im Gegensatz dazu streuen bei den drallbehafteten Konfigurationen **bp1** und **bn1** die Punkte in einem größeren Bereich. Bei der negativen Drallrichtung scheinen die Werte der adiabaten Filmkühleffektivität pro Bohrloch sich unabhängig von M sowie der jeweiligen Bohrlochnummer zu verhalten und direkt mit den \bar{m} -Werten zu korrelieren.

Bei **bp1** ist eine direkte Korrelation nicht möglich (siehe hierzu auch Abbildung A.30). Eine Variation der Filmkühlabnahme scheint hier zusätzlich auch in der Verteilung von $\bar{\eta}_{AW,14D}$ zwischen den Bohrungen eine Rolle zu spielen. Möglicherweise bewirkt der Effekt des stark asymmetrischen Geschwindigkeitsprofils am

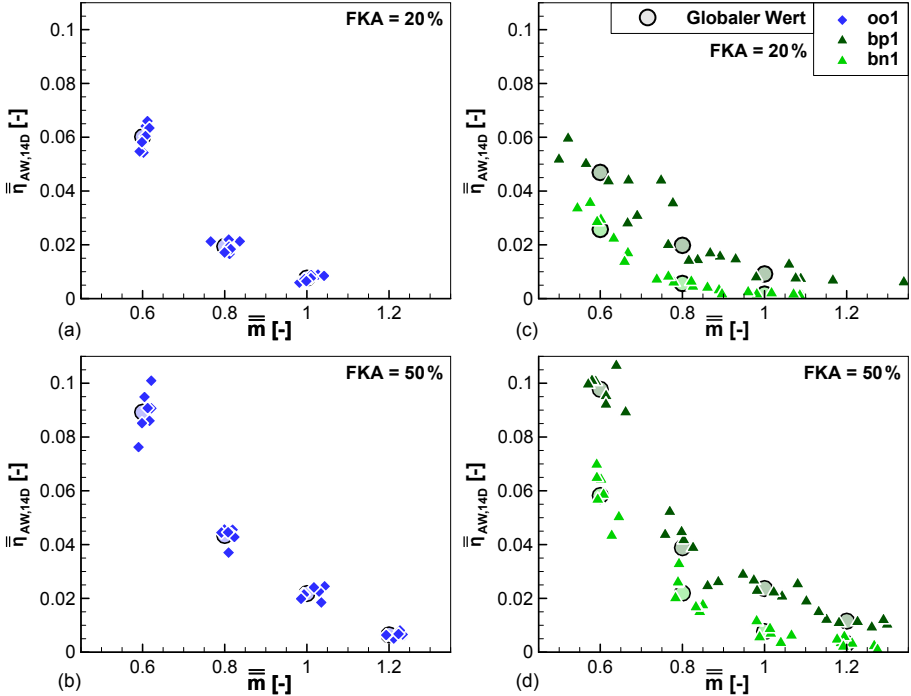


Abbildung 5.23: Die Verteilung der flächig gemittelten adiabaten Filmkühleffektivität pro Bohrloch $\bar{\eta}_{AW,14D}$ über der gemittelten lokalen Ausblaserate \bar{m} , mit zusätzlich hinterlegten globalen Werten (Mittelwerte über die Bohrungen $\bar{\eta}_{AW,14D,L1-L7}$ über der globalen Ausblaserate M)

Austritt der einzelnen Filmkühlbohrung eine geringere Variation in $\bar{\eta}_{AW,14D}$ über \bar{m} . Dies kann jedoch im Rahmen dieser Arbeit nicht abschließend beantwortet werden.

5.1.6 Filmbildung

Das Verhalten der einzelnen Kühlfilmstrahlen wird bei einer internen Zyklonströmung durch die unterschiedlichen Geschwindigkeitsprofile am Filmkühlbohrlochastritt beeinflusst. Inwiefern die Bildung eines geschlossenen Kühlfilms verändert wird, soll hier an einem Beispiel erläutert werden. Aufgrund der nicht vermessenen Strömungsverhältnisse der Hauptströmung im hierfür verwendeten

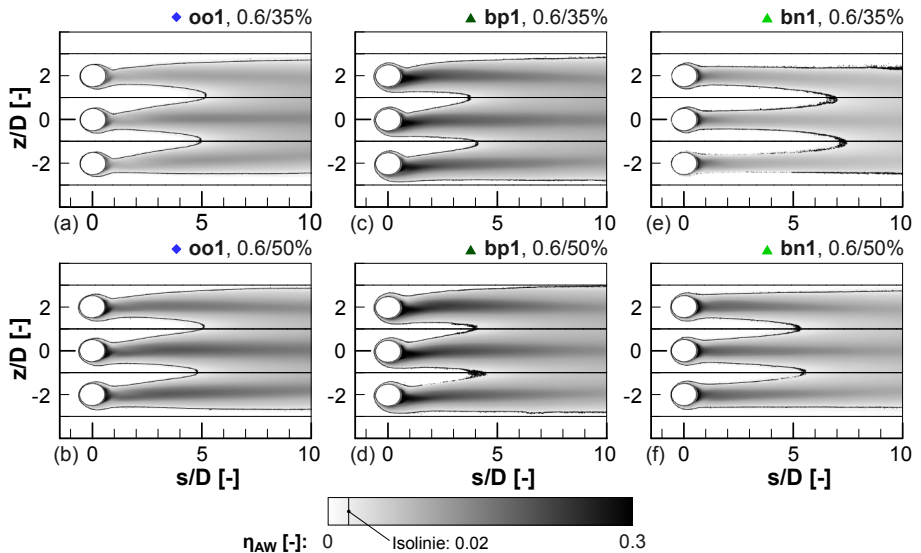


Abbildung 5.24: Filmbildung bei einer Bohrungsteilung von $P/D = 2$; die flächige Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität bei verschiedenen Konfigurationen Filmkühlabnahmen

Prüfstand (siehe Abschnitt 4.6), und da z. B. eine unterschiedliche Hauptstromturbulenz einen starken Einfluss auf den Zusammenschluss von Filmkühlstrahlen ausübt (siehe MAYHEW et al. [73]), sind die in diesem Abschnitt gezeigten Ergebnisse nur qualitativ, als Tendenzen zwischen den einzelnen Konfigurationen untereinander, zu betrachten. Zudem handelt es sich bei diesen Versuchen um Filmkühlung an der ebenen Platte und nicht an einer gekrümmten Wand, bzw. Modellschaufelkontur.

In Abbildung 5.24 ist die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität bei einer Bohrungsteilung von $P/D = 2$ für die Referenzkonfiguration **oo1** ohne Drall sowie für die beiden Drallrichtungen mit „bottom“-Drallerzeuger dargestellt. Um den Zusammenschluss der Einzelstrahlen zu visualisieren, ist jeweils die Isolinie für einen frei gewählten Wert von $\eta_{AW} = 0,02$ eingetragen. Direkt stromab der Filmkühlbohrlöcher sind ähnliche Phänomene der adiabaten Filmkühleffektivitätsverteilung wie bei Einzelstrahlen zu beobachten (vgl. Abbildung 5.18). Bei **bp1** entstehen Asymmetrien und bei **bn1** sind die Strahlen symmetrisch und vergleichsweise schmal aufgebaut. Diese beiden Effekte haben Einfluss auf den Zusammenschluss des Kühlfilms. Im Vergleich zur Konfiguration ohne Drall bilden die Einzelstrahlen bei **bn1**

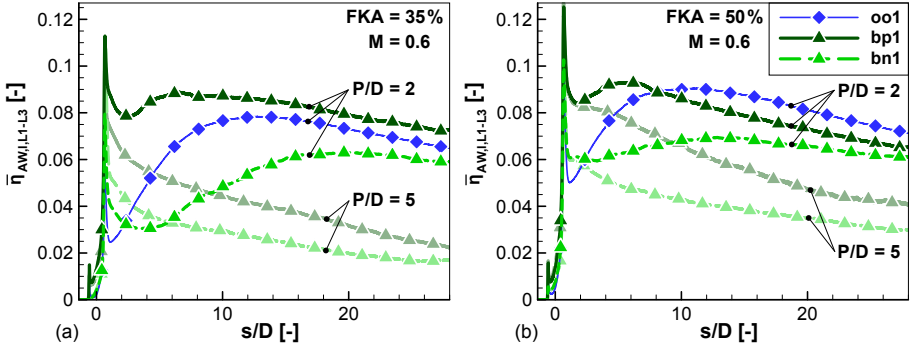


Abbildung 5.25: Verteilung der lateral gemittelten adiabaten Filmkühleffektivitätswerte bei einer Bohrungsteilung von $P/D = 2$, für **oo1**, **bp1**, **bn1**, bzw. bei $P/D = 5$, für **bp1**, **bn1**, und verschiedenen Filmkühlabnahmen

(Abbildung 5.24(e, f)) erst weiter stromab einen geschlossenen Film, während sich bei positiver Drallrichtung (c) und (d) ein Zusammenschluss weiter stromauf einstellt. Die Filmkühlabnahme weist einen vergleichsweise geringen Einfluss auf die Filmkühlbildung auf. Trotz des jeweilig unterschiedlichen Niveaus von η_{AW} ist nur bei **bn1** ein Unterschied diesbezüglich zwischen $FKA = 35\%$ und 50% zu erkennen. Ob das Strahlverhalten bei unterschiedlicher globaler Ausblaserate M ähnlich ist, kann im hier vorliegenden Prüfstand nicht untersucht werden. Hierfür sind weitere Untersuchungen notwendig.

Die Auswirkungen aufgrund eines unterschiedlichen Bohrungsabstands auf die lateral gemittelten adiabaten Filmkühleffektivitäten $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L3}$ sind in Abbildung 5.25 bei $P/D = 5$ bzw. 2 dargestellt. Um die Teilungen untereinander vergleichen zu können, wird der Mittelungsbereich jeder Bohrung auf $z/D = 0 \pm 1$ beschränkt. Ein reduzierter Bohrungsabstand, mit zusätzlicher Bildung eines geschlossenen Kühlfilms, bewirkt im Vergleich zu den Werten bei Einzelstrahlen ein Ansteigen von $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L3}$. Während sich bei **bp1** dieser Anstieg direkt beim Zusammenschluss der Filmkühlstrahlen einstellt, ergibt sich bei negativer Drallrichtung (**bn1**) ein verzögerter Anstieg. Die Gradienten von $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L3}$ über s/D sind stromab dieses Anstiegs betragsmäßig jeweils leicht geringer, was auf eine reduzierte Vermischung der Sekundärluft mit der Hauptströmung aufgrund des flächigen Zusammenschlusses der Einzelstrahlen hinweist. Der Einfluss unterschiedlicher FKA bzw. unterschiedlicher Geschwindigkeitsamplituden im Zyklonkanal auf die $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L3}$ -Werte ist bei der Bildung eines Kühlfilms abgeschwächt. Während sich die lateral gemittelte adiabate

Filmkühleffektivität bei $P/D = 5$ zwischen $FKA = 35\%$ und 50% unterschiedlich ausprägt, liegen die entsprechenden Werte bei $P/D = 2$ stromab des Anstiegs von $\overline{\eta}_{AW,l,L1-L3}$ auf einem ähnlichen Niveau.

Da aufgrund des vergleichsweise großen Anstellwinkels der Bohrungen ($\alpha = 59^\circ$) sich ab $P/D \geq 3$ kein Zusammenschluss der Einzelstrahlen innerhalb einer Distanz von $s/D \leq 25$ stromab der Bohrlöcher einstellt, liefern die Ergebnisse der weiteren hier vermessenen Bohrungsteilungen keine zusätzlichen Erkenntnisse.

5.2 Der „rear“-Drallerzeuger, bei einer Bohrlochreihe

Im Gegensatz zum „bottom“-Drallerzeuger, wird beim „rear“-DE die Sekundärluft aus einem schaufelinternen Plenum über tangentielle Bohrungen zugeführt, welche entlang der Zyklonkanallänge äquidistant verteilt sind. Aufgrund dieser unterschiedlichen Zuströmung zum Zyklonkanal bilden sich unterschiedliche Phänomene von der Innenströmung bis hin zur Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität aus, welche im Folgenden untersucht werden.

5.2.1 Strömung im Zyklonkanal

Ergebnisse aus den numerischen Simulationen zeigen im direkten Vergleich der beiden Drallerzeuger bei identischem Betriebspunkt eine unterschiedliche Ausprägung der Strömung im Zyklonkanal. In Abbildung 5.26 ist der Verlauf der Absolutgeschwindigkeit mit Hilfe der Mach-Zahl-Verteilung auf einer bei 90% des Zylinderradius abgewinkelten Ebene dargestellt. Einzelne Stromlinien zeigen das Verhältnis der axialen zu den Tangentialgeschwindigkeitskomponenten stromauf sowie stromab der Filmkühlbohrungen auf. Die Positionen der Zuführbohrungen der beiden „rear“-DE Konfigurationen **rp1** (a), bzw. **rn1** (c) sind durch die jeweiligen Mach-Zahl-Maxima zu sehen, während die Filmkühlbohrlochpositionen jeweils durch Kreise angedeutet sind.

Beim „bottom“-DE (b, d) nimmt die Absolutgeschwindigkeit entlang des Zyklonkanals aufgrund der ausströmenden Masse über die Filmkühlbohrungen sowie durch Reibungseffekte ab. Über den Umfang ist sie etwa konstant. Eine Variation der Drallrichtung hat keinen nennenswerten Einfluss auf die Amplitude der Geschwindigkeit nahe der Filmkühlbohrungen.

Im Vergleich hierzu ist die Verteilung von Ma beim „rear“-DE (a, c) in dieser abgewinkelten Ebene deutlich inhomogener. Die durch die einzelnen Zuführbohrungen einströmende Sekundärluft erzeugt jeweils stromab dieser Bohrungen Gebiete mit

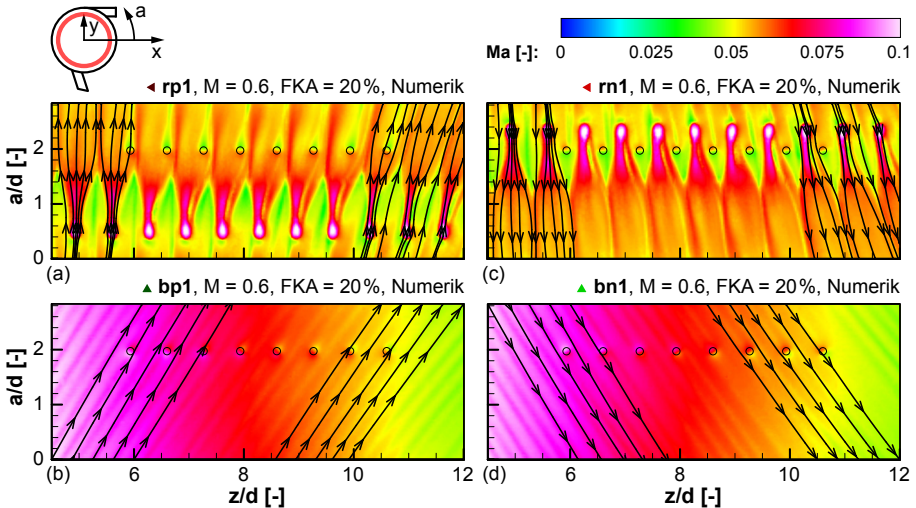
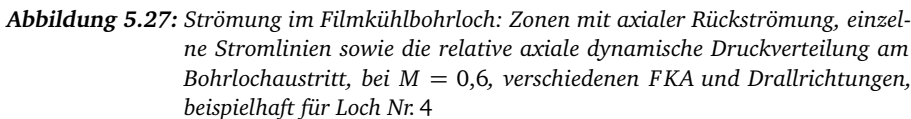


Abbildung 5.26: Unterschiedliche interne Strömungsformen der beiden Drallerzeuger: Die Verteilung der Absolutmachzahl Ma sowie einzelne Stromlinien auf einer abgewinkelten Zylinderebene, bei 90 % des Zyklonkanalradius, bei 0,6/20 %, (a) **rp1** und (c) **rn1**, bzw. (b) **bp1** und (d) **bn1**, aus Numerik

hoher Geschwindigkeit, welche sich mit fortschreitendem Umfang zusammenschließen. Der Anteil der Axialgeschwindigkeit nimmt durch die Zuströmung entlang z/D zu. Diese Zunahme ist bei $FKA = 50\%$ schwächer ausgebildet. An den Filmkühlbohrlochpositionen sind die Geschwindigkeitsamplituden jeweils ähnlich, jedoch die Winkel der Strömung entlang des Zyklonkanals unterschiedlich. Da sich mit einer Variation der Drallrichtung die Position der Zuführbohrungen ändert, unterscheiden sich die Zuströmbedingungen hier zwischen den beiden Drallrichtungen.

5.2.2 Die Strömung in den Filmkühlbohrungen

Trotz der unterschiedlichen Innenströmung im Zyklonkanal treten in den Filmkühlbohrungen bei Verwendung des „rear“-Drallerzeugers prinzipiell die gleichen Phänomene auf, wie sie auch beim „bottom“-DE zu beobachten sind. Hierzu sind in Abbildung 5.27 für Bohrloch Nr. 4 die bohrungsinternen Isoflächen axialer Rückströmung, einzelne Stromlinien sowie die Verteilung des relativen axialen dynamischen Drucks für die „rear“-Konfigurationen eingezeichnet.



Bei positiver Drallrichtung **rp1** unterscheidet sich jedoch die bohrlochinterne Strömung von **bp1**. Für Filmkühlabnahmen von $FKA = 50\%$ (c) und 35% (b) ist die Ausdehnung des Gebiets mit axialer Rückströmung aufgrund der Einströmsituation torusförmig lokal um den Bohrungseintritt beschränkt. Die Verteilung des relativen axialen dynamischen Drucks ist somit auch vergleichsweise homogen ausgeprägt.

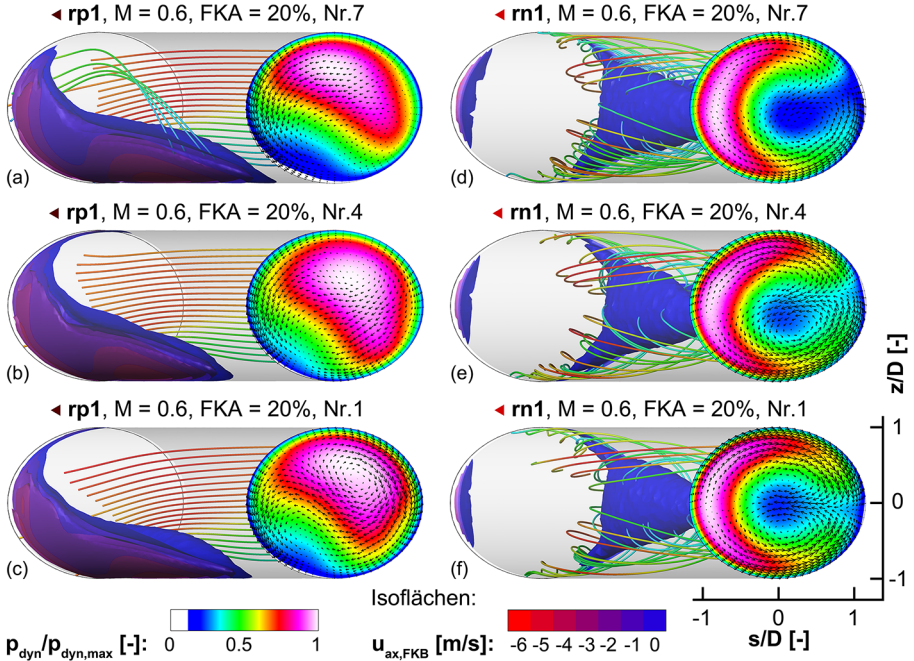


Abbildung 5.28: Strömung im Filmkühlbohrloch: Zonen mit axialer Rückströmung, einzelne Stromlinien sowie die relative axiale dynamische Druckverteilung am Bohrlochaustritt, bei 0,6/20% und verschiedenen Bohrlochnummern

Bei $FKA = 20\%$ (a) bildet sich die Rückströmzone trotz der vergleichsweise geringen Querströmkomponente im Zyklonkanal wiederum asymmetrisch aus. Sie ist jedoch weniger groß als bei **bp1** und näher an der Lee-Seite des Bohrlocheintritts positioniert. Aufgrund dessen liegt das Maximum der Geschwindigkeitsverteilung am Bohrungsaustritt hin zur Luv-Seite der Bohrung verschoben. Dieses Verhalten ist für alle hier untersuchten Konfigurationen und Betriebspunkte einzigartig.

Die Variation der Axialgeschwindigkeitskomponente im Zyklonkanal, entlang z/d , übt auf die Ausbildung des Rückströmgebietes in den Filmkühlbohrungen nur einen geringen Einfluss aus. Somit bleiben dessen Position und Dimension wie auch die daraus hervorgehende Verteilung des relativen axialen dynamischen Drucks am Austritt über die einzelnen Bohrlöcher Nr. 1, 4 und 7 für beide Drallorientierungen nahezu identisch (siehe Abbildung 5.28).

5.2.3 Die Verteilung der Ausblaserate pro Bohrloch

Die Ergebnisse der flächengemittelten, lokalen Ausblaserate pro Filmkühlbohrloch \bar{m} aus den Pitot-Rohr Vermessungen der Verteilung des axialen dynamischen Drucks an den Filmkühlbohrlochaustritten sind für die Konfigurationen **oo1**, **rp1** und **rn1** in Abbildung 5.29 über den Bohrlochnummern dargestellt. Um direkt mit den entsprechenden Verteilungen bei **bp1** und **bn1** vergleichen zu können (vgl. Abschnitt 5.1.4), sind diese Werte zusätzlich hinterlegt.

Aufgrund der im Vergleich zum „bottom“-DE gleichmäßiger verteilten Einströmsituation zu den einzelnen Filmkühlbohrlöchern fällt hier die Variation von \bar{m} über den Bohrungen für alle Betriebspunkte geringer aus. Unabhängig von der Drallrichtung liegen die \bar{m} -Werte aller validen Bohrungen innerhalb eines Bandes von $\pm 10\%$ um die global eingestellte Ausblaserate M . Dies ist auch bei einer Filmkühlabnahme von $FKA = 20\%$ und der damit verbundenen Änderung der axialen Geschwindigkeitskomponente entlang des Zyklonkanals der Fall. Eine derart gleichmäßige Verteilung von \bar{m} , wie sie bei der Konfiguration ohne Drall **oo1** auftritt, wird jedoch nicht erreicht. Es bildet sich zudem im Gegensatz zu **bp1** bzw. **bn1** keine monoton fallende Tendenz der flächig gemittelten, lokalen Ausblaserate pro Bohrloch bzw. der jeweiligen ausströmenden Sekundärluftmasse aus. Die Ursachen hierfür können im Rahmen dieser Arbeit nicht abschließend ergründet werden. Wahrscheinlich spielen die relative Anordnung zwischen Einblasbohrung und Filmkühlbohrung

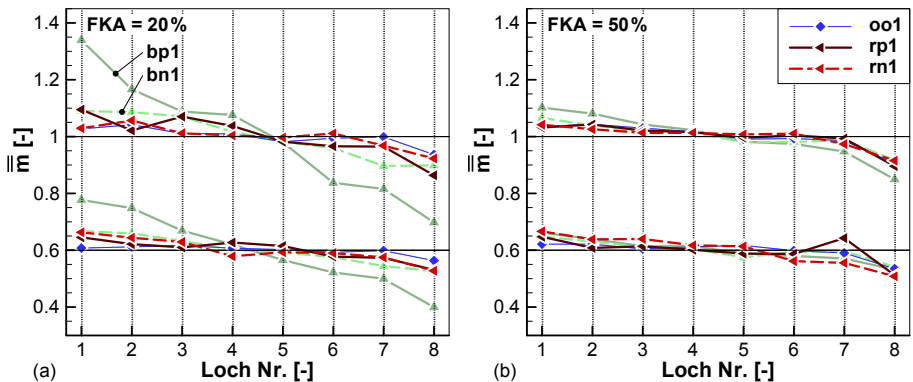


Abbildung 5.29: Die Verteilung der flächengemittelten, lokalen Ausblaserate pro Bohrloch \bar{m} , bei den beiden globalen Ausblaseraten $M = 0,6$, bzw. $1,0$ und den Filmkühlabnahmen (a) 20% und (b) 50%

im Zyklonkanal im Zusammenspiel mit den örtlichen Strömungsgegebenheiten eine vorrangige Rolle. Durch die unterschiedliche axiale Strömungsgeschwindigkeit entlang des Zyklonkanals wäre es möglich, dass an einer Stelle ein Strahl aus einer Einlassbohrung direkt auf eine nachfolgende Filmkühlbohrung trifft, während dieser an einer anderen z -Position zwischen zwei Filmkühlbohrungen gerichtet ist. Um dies zu verifizieren bzw. den Einfluss dieses Sachverhaltes zu quantifizieren, sind weitere Untersuchungen notwendig.

5.2.4 Die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität

Die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität auf der Modellschaufeloberfläche bei den „rear“-Drallkonfigurationen sind in Abbildung 5.30 für $M = 0,6$ und in

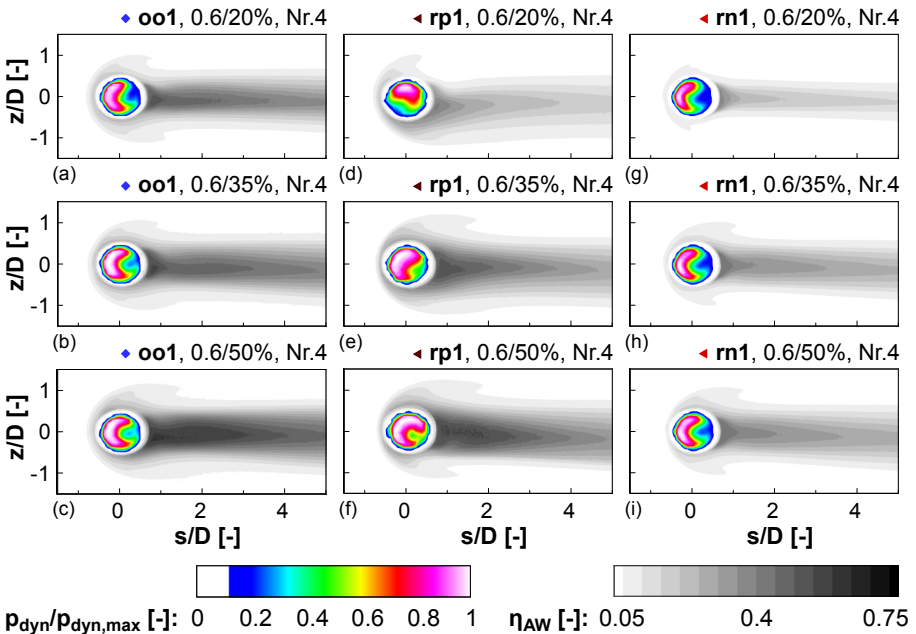


Abbildung 5.30: η_{AW} -Werte auf der Modellschaufeloberfläche und die gemessene relative axiale dynamische Druckverteilung am Bohrlochaustritt bei $M = 0,6$, verschiedenen Drallkonfigurationen und Filmkühlabnahmen, beispielhaft für Bohrung Nr. 4

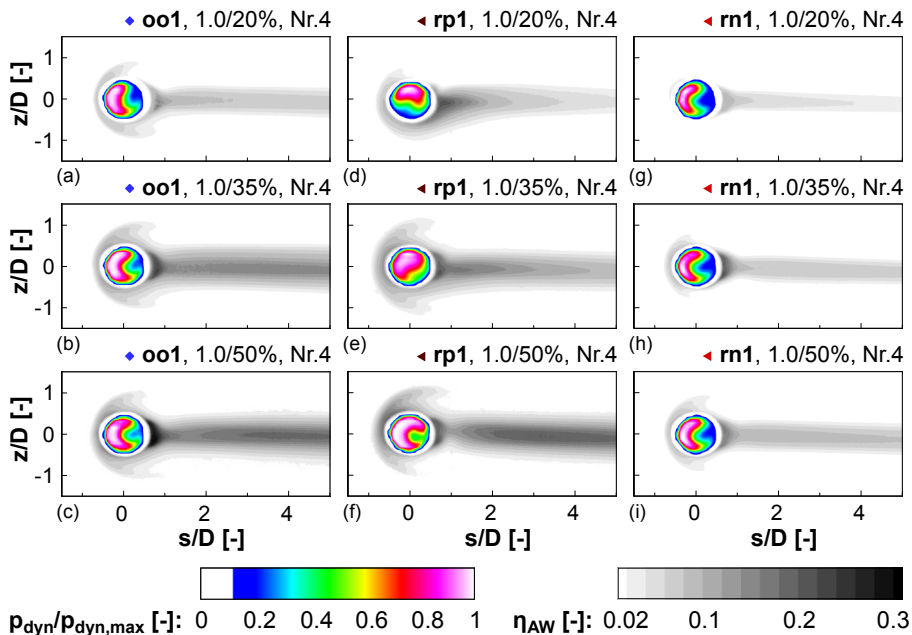


Abbildung 5.31: η_{AW} -Werte auf der Modellschaufeloberfläche und die gemessene relative axiale dynamische Druckverteilung am Bohrlochaustritt bei $M = 1,0$, verschiedenen Drallkonfigurationen und Filmkühlabnahmen, beispielhaft für Bohrung Nr. 4

Abbildung 5.31 für $M = 1,0$ im Vergleich zur drallfreien Referenzkonfiguration **oo1** dargestellt. Wie auch schon bei der Betrachtung der Auswirkungen des „bottom“-DE (siehe Abschnitt 5.1.5) sind innerhalb der Filmkühlbohrlöcher die vermessenen relativen axialen dynamischen Drücke am Bohrungsaustritt aufgetragen.

Auch bei diesem Typ der Drallerzeugung ist eine direkte Kopplung zwischen der Gestalt der relativen axialen Geschwindigkeitsverteilung am Filmkühlbohrlochaustritt und der Verteilung von η_{AW} auf der Schaufeloberfläche zu beobachten. Bei negativer Drallrichtung (**rn1**) hat die über den vermessenen Betriebspunkten vergleichsweise konstant auftretende Symmetrie zur xy -Ebene in der $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ -Verteilung auch eine entsprechende Symmetrie in η_{AW} zur Folge. Wie auch beim „bottom“-DE tritt hier bei positiver Drallrichtung (**rp1**), abhängig von der Filmkühlabnahme, eine asymmetrische Geschwindigkeitsverteilung wie auch eine entsprechend asymmetrische η_{AW} -Verteilung auf.

Unterschiedliche globale Ausblaseraten M bewirken generell eine Senkung der adiabaten Filmkühleffektivität, wobei sich die Verteilung von $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ kaum ändert. Eine Senkung von FKA bewirkt wiederum eine Absenkung der η_{AW} -Werte, da die Maxima der Austrittsgeschwindigkeit aufgrund der verstärkten bohrungs-internen Versperrungen durch vergrößerte Rückströmzonen steigen. Im direkten Vergleich der beiden Drallorientierungen weist **rp1** höhere η_{AW} -Werte wie auch breitere Filmkühlstrahlen auf.

Das Verhalten der beiden Drallerzeugertypen ähnelt sich in der Verteilung von $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ sowie auch η_{AW} stark. Auch die in Abschnitt 5.1.5 besprochenen Phänomene der sichelförmig um das Filmkühlbohrloch liegenden Auswirkungen des Hufeisenwirbels sowie die lokal stromab des Bohrlochs erhöhte adiabate Filmkühleffektivität bei asymmetrischen Austritts-Geschwindigkeitsprofilen (**rp1**, $FKA = 20\%$) sind unabhängig von der Drallerzeugerart zu beobachten.

Laterale Mittelung

Die aufgrund des unterschiedlichen Drallerzeugertyps stark unterschiedliche Geschwindigkeitsverteilung im Zyklonkanal übt auf die lateral über die sieben validen Filmkühlbohrungen gemittelten adiabaten Filmkühleffektivitätswerte entlang der Modellschaukeloberfläche s nur einen vergleichsweise geringen Einfluss aus (siehe Abbildung 5.32). Da sich die Geschwindigkeitsprofile an den Filmkühlbohrungsaustritten bei beiden Drallerzeugerarten ähnlich ausbilden, sind auch die in Abschnitt 5.1.5 beobachteten Phänomene in den Verläufen von $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ analog. Das leichte, geometriebedingte Abknicken von $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ bei $s/D \approx 18$, die lokale Erhöhung von $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ direkt stromab der Bohrung bei **rp1** und niedrigen FKA -Werten aufgrund der asymmetrischen Ausblasung der Sekundärluft mit anschließend erhöhter Mischung mit der Hauptströmung sowie auch die erhebliche, generelle Absenkung der $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ -Werten bei negativer Drallrichtung entsprechen sich unabhängig der Art der Drallerzeugung.

Zusätzlich hierzu findet bei **rp1** einer Filmkühlabnahme von 50 % und $M > 0,6$ ein örtlich beschränktes Abheben des Filmkühlstrahls von der Modellschaukeloberfläche direkt stromab der Filmkühlbohrung mit anschließend sofortigem Wiederanlegen statt (siehe Abbildung 5.31(f)). Dies äußert sich in einer lokal begrenzten, starken Reduktion in $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ (Abbildung 5.32(d), $s/D < 3$). Auslöser dieses Phänomens sind der vergleichsweise hohe Anstellwinkel der Bohrung zur Oberfläche ($\alpha = 59^\circ$), die Ausblaserate sowie die hier vorherrschende geringe Querströmgeschwindigkeit innerhalb des Zyklonkanals. Dieses Phänomen ist auch bei der

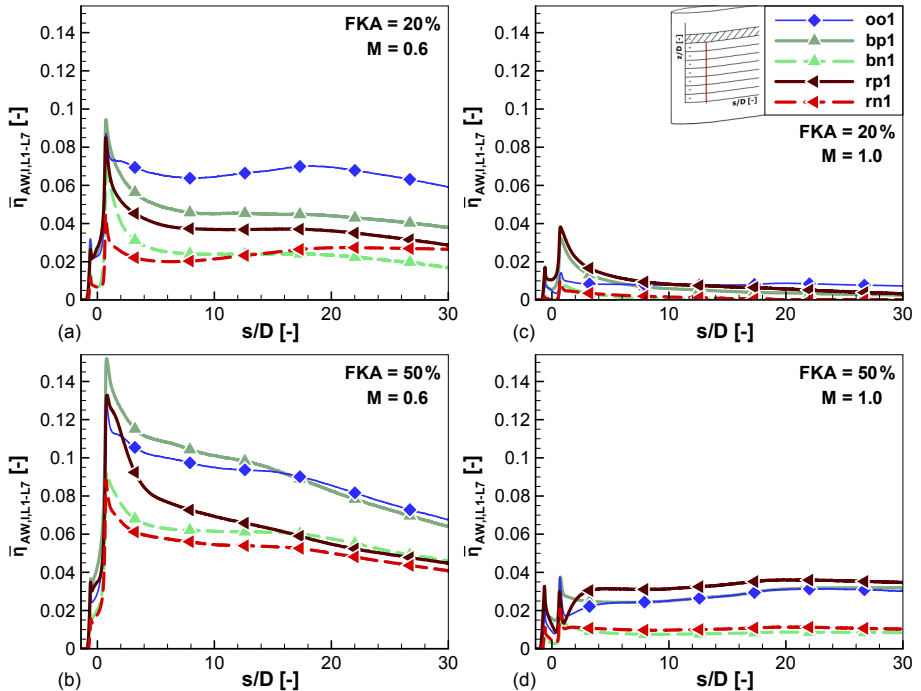


Abbildung 5.32: Verteilung der lateral gemittelten adiabaten Filmkühleffektivitätswerte entlang der Schaufeloberfläche, für die Betriebspunkte mit $M = 0,6$ bzw. $1,0$ und $FKA = 20\%$ bzw. 50%

Referenzkonfiguration **oo1**, jedoch in reduziertem Ausmaß, vorhanden. Die Ursache für die Unterschiede in der Verteilung bei positiver Drallrichtung und $0,6/50\%$ können nicht abschließend ergründet werden, da sie nur bei diesem einen Betriebspunkt auftreten.

Flächige Mittelung

In Abbildung 5.33 sind die flächigen Mittelungen von η_{AW} pro Bohrloch über den lokalen Ausblaseraten \bar{m} für die Referenzkonfiguration ohne Drall sowie die Konfigurationen mit „rear“-Drallerzeuger aufgetragen. Hieraus wird die Variation der ausströmenden Sekundärluftmasse und der daraus folgenden flächengemittelten, adiabaten Filmkühleffektivität ersichtlich. Während die Bohrlöcher bei der drallfrei-

en Strömung im Zyklonkanal wie auch die Konfiguration **rn1** meist vergleichsweise homogen verteilte, adiabate Filmkühleffektivitäts- wie auch lokale Ausblaseraten-Werte aufweisen, zeigt sich bei **rp1** eine stärkere Streuung der $\overline{\overline{\eta}}_{AW,14D}$ -Werte. Mit sinkender FKA wird hier auch die Streuung von \overline{m} gesteigert, was auf die unterschiedlichen internen Querströmungsgeschwindigkeiten im Zyklonkanal zurückzuführen ist.

Ein Betriebspunktübergreifender Zusammenhang zwischen \overline{m} und $\overline{\overline{\eta}}_{AW,14D}$, wie er bei **bp1** auftritt (siehe Abbildung 5.23(d) bzw. Abbildung A.30 in Anhang A.4.10), ist hier nicht zu beobachten. Wahrscheinlich ist er auf die gleichmäßiger verteilte Absolutgeschwindigkeit im Zyklonkanal zurückzuführen, während diese beim „bottom“-DE stärker variiert.

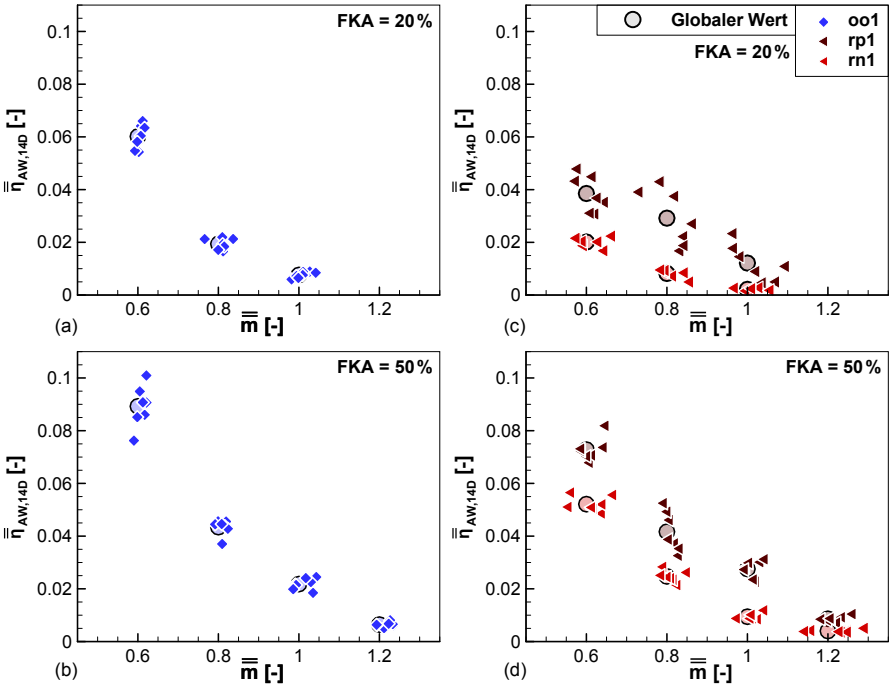


Abbildung 5.33: Die Verteilung der flächig gemittelten adiabaten Filmkühleffektivität pro Bohrloch $\overline{\overline{\eta}}_{AW,14D}$ über der gemittelten lokalen Ausblaserate \overline{m} , mit zusätzlich hinterlegten globalen Werten ($\overline{\overline{\eta}}_{AW,14D,L1-L7}$ über der globalen Ausblaserate M)

5.3 Die Interaktion von zwei gegenüberliegenden Bohrlochreihen

Wird für weitere Konfigurationen zusätzlich zur einen Bohrlochreihe (BLR) eine weitere an der xz - bzw. Symmetrieebene der Modellschaufel gespiegelte Bohrlochreihe angebracht, stellt sich bei interner Zyklonströmung jeweils bei der einen BLR eine positiv orientierte und bei der anderen eine negativ orientierte Drallrichtung ein. Die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität wird somit für beide Drallrichtungen eines Drallerzeugertyps gleichzeitig vermessen.

In Abbildung 5.34 sind diese Verteilungen der adiabaten Filmkühleffektivität auf der Schaufeloberfläche lokal um das Bohrloch Nr. 4 sowie der vermessenen relativen Geschwindigkeit am Filmkühlbohrlochaustritt der beiden Drallorientierungen bzw. Schaufelseiten einander beispielhaft für den Betriebspunkt 0,8/50 % gegenübergestellt. Im direkten Vergleich der beiden Schaufelseiten zeigt die Referenzkonfiguration (oo2a bzw. oo2b) ähnliche Verteilungen der relativen Austrittsgeschwindigkeit der Sekundärluft wie auch von η_{AW} . Mit drallbehafteter Strömung treten bei beiden Drallerzeugertypen in der dynamischen Druckverteilung sowie auch in der Verteilung von η_{AW} die gleichen Grundphänomene auf, wie sie auch bei den entspre-

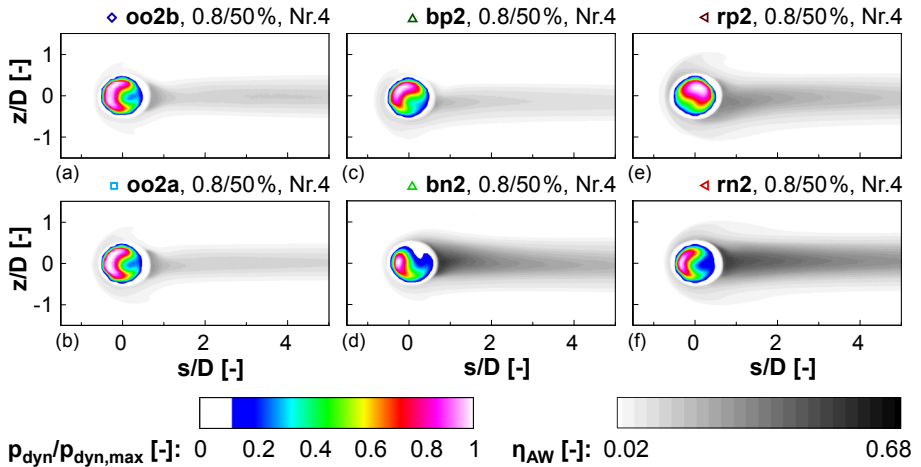


Abbildung 5.34: η_{AW} -Werte auf der Modellschaufeloberfläche sowie die gemessene, relative axiale dynamische Druckverteilung am Bohrlochaustritt, beispielhaft für 0,8/50 % und Bohrung Nr. 4, bei zwei gegenüberliegenden Bohrlochreihen, für die Referenz- (a, b), „bottom“-DE- (c, d) sowie „rear“-DE-Konfigurationen (e, f)

chenden Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe auftreten. Die positiv orientierten Konfigurationen (**bp2** bzw. **rp2**) weisen Asymmetrien auf, während sich bei den negativ orientierten stark inhomogene Verteilungen von $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ mit hohen Übergeschwindigkeiten bilden. Unterschiedlich ist jedoch das Verhalten der Niveaus der jeweiligen adiabaten Filmkühleffektivitätswerte. Während bei den Konfigurationen mit einer BLR die negativen Drallrichtungen, jeweils im Vergleich zur Referenzkonfiguration, deutlich niedrigere adiabate Filmkühleffektivitätswerte aufweisen, erreichen diese bei den Konfigurationen mit zwei interagierenden BLR (**bn2** bzw. **rn2**) im Vergleich höhere η_{AW} -Werte. Der Grund ist die resultierende Verteilung der ausströmenden Sekundärluftmasse pro Bohrloch, welche im folgenden Abschnitt untersucht wird.

5.3.1 Die Verteilung der Ausblaserate pro Bohrloch

Mittels der Sekundärluftmassenstromverteilung über die einzelnen Filmkühlbohrungen in Form der flächig gemittelten Ausblaserate \bar{m} pro Bohrloch, bei zwei gegenüberliegenden Bohrungsreihen (siehe Abbildung 5.35), wird das Phänomen der Interaktion der Bohrungsreihen untereinander deutlich. Während bei drallfreier interner Zuströmung (**oo2a** und **oo2b**) die Ausblaseraten pro Bohrung entlang der einzelnen Bohrlochnummern auf beiden Schaufelseiten nahezu gleichmäßig

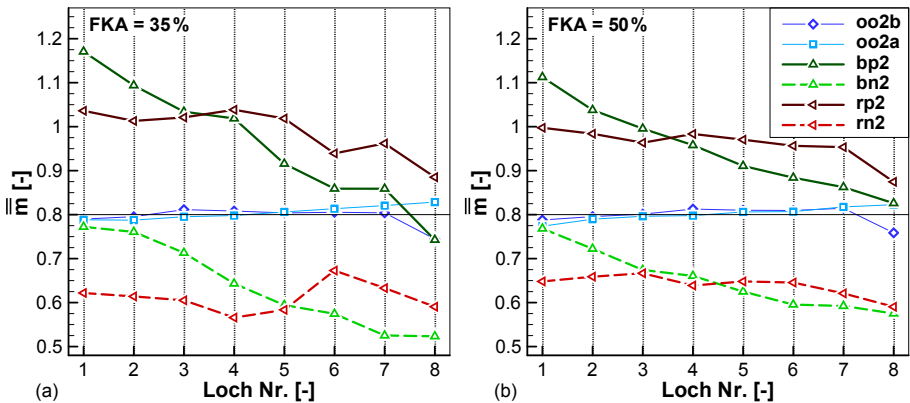


Abbildung 5.35: Die Verteilung der flächengemittelten, lokalen Ausblaserate pro Bohrloch \bar{m} , bei den beiden globalen Ausblaseraten $M = 0,8$ und den Filmkühlabnahmen (a) 35 % und (b) 50 % für die Konfigurationen mit zwei BLR

verteilt sind und abgesehen von der Verminderung des Massenstroms bei Bohrung Nr. 8 bei **oo2b**, aufgrund des einseitig eingebauten Temperatursensors, jeweils dem Wert der global eingestellten Ausblaserate M entsprechen, findet bei drallbehafteter Innenströmung eine erhebliche Verschiebung des austretenden Sekundärluftmassenstroms hin zu den Bohrungen der positiv orientierten Konfigurationen statt. Die Verschiebung dieses Massenstroms erreicht bis zu 50 % der gemittelten pro Bohrloch ausströmenden Masse. Bei den negativ orientierten Drallrichtungen fließt entsprechend weniger Sekundärluft aus.

Die beiden Drallerzeugerarten weisen ein unterschiedliches Massenstrom-Verteilungsverhalten auf. Innerhalb einer Konfiguration entspricht die Variation von \overline{m} über den Bohrlochnummern prinzipiell der Verteilung der jeweiligen Konfiguration mit nur einer BLR (siehe Abbildung 5.17, bzw. 5.29). Während der „bottom“-DE mit steigender Bohrlochnummer abfallende \overline{m} -Werte aufweist, sind beim „rear“-DE die flächig gemittelten Ausblaseraten gleichmäßiger verteilt. Wiederum ist die Filmkühlabnahme der dominante Faktor für die Ausgestaltung der detaillierten Verteilung (vgl. Abbildung A.19 in Anhang A.4.6).

Die Verteilungen der \overline{m} -Werte über die Löcher sind beim „rear“-DE und $FKA = 35\%$ jedoch nicht homogen, weisen aber über verschiedene globale Ausblaseraten M hinweg ein ähnliches Verhalten auf. Während die Summe der Masse der ausströmenden Sekundärluft durch die beiden Bohrungen gleicher Lochnummer über die axiale Zyklonkanalposition etwa konstant bleibt, variiert die Verteilung zwischen positiv und negativ orientiertem Filmkühlbohrloch. Verantwortlich hierfür sind wahrscheinlich sogenannte „Jets“, welche aufgrund der Einstromung durch diskrete Bohrungen entstehen und durch die über die Zyklonkanal-Lauflänge zunehmende axiale Geschwindigkeitskomponente unterschiedlich stark abgelenkt werden. Dadurch treffen diese neben bzw. auf eine Filmkühlbohrung und bestimmen so den Massenstrom pro Bohrloch mit (vgl. auch Abschnitt 5.2.3).

Zusätzlich zu den konfigurationsspezifischen Verteilungen von \overline{m} wird durch die Interaktion zweier Konfigurationen, je nach Drallorientierung, ein Offset von ca. $\pm 0,2 M$ bei $FKA = 50\%$ und ca. $\pm 0,25 M$ bei $FKA = 35\%$ aufgeprägt. Grund für diese Verschiebung des Massenstroms ist der Druckverlust, welcher aufgrund der unterschiedlich ausgebildeten Ablöseblasen in den Filmkühlbohrungen entsteht.

Druckniveau im Zyklonkanal

Eine größere interne Versperrung der Filmkühlbohrungen durch Ablöseblasen führt, bei erzwungenermaßen gleichen Massenströmen pro Betriebspunkt, zu höheren

Druckverlusten über die Bohrlöcher. Durch diese unterschiedlichen Druckverluste weisen die Konfigurationen mit einer BLR unterschiedliche Druckdifferenzen zwischen Hauptströmung und Zyklonkanal auf. Somit variiert hier das Druckniveau im Zyklonkanal zwischen den verschiedenen Konfigurationen. Da bei den interagierenden Konfigurationen mit zwei Bohrröhrreihen eine derartige Variation aufgrund der direkten Kopplung deutlich geringer ausfällt, soll diese Druckdifferenz hier genauer untersucht werden.

Der lokale Totaldruck innerhalb des Zyklonkanals kann ohne erheblichen Aufwand und ohne Beeinflussung des Strömungsfeldes durch intrusive Sonden nicht direkt bestimmt werden. Um die Unterschiede der Druckniveaus zwischen den einzelnen Konfigurationen trotzdem vergleichen zu können, wird hier auf den statischen Wanddruck an verschiedenen Positionen im Schaufelmodell zurückgegriffen. Dies ist unter der Annahme eines pro Betriebspunkt identischen dynamischen Druckanteils an der jeweiligen Position zwischen positiver und negativer Drallrichtung legitim. Diese Annahme ist gestützt auf das symmetrische Verhalten des zyklonkanalinternen Strömungsfeldes (vgl. Abschnitt 5.1.1).

Da am Austritt aller Filmkühlbohrungen aufgrund des symmetrischen und zylindrisch ausgeführten Modellschaufelprofils, unabhängig von der Modellschaufelseite, der gleiche statische Druck herrscht, wird dieser als Referenzdruck bzw. Bezugsgröße für die Bestimmung der relativen Druckdifferenz verwendet. Er wird über den statischen und totalen Druck der Hauptströmung (in Abbildung A.3 bezeichnet als P8 bzw. P7) und den Druckbeiwert des Schaufelmodell-Profils am Ort der Filmkühlbohrung $C_{p_{FKB}}$ nach Gleichung 5.7 bzw. 4.1 bestimmt.

$$P_{stat,FKB} = P_{stat,P8} + C_{p_{FKB}} (P_{tot,P7} - P_{stat,P8}) \quad (5.7)$$

Im Zyklonkanal sind zwei statische Wanddruckabnahmestellen vorhanden (P6 bzw. P10). Die eine liegt ca. $34D$ stromauf der ersten Filmkühlbohrung, wobei die zweite ca. $26D$ stromab der letzten Filmkühlbohrung positioniert ist. Da die Erstgenannte bei den Konfigurationen mit „rear“-Drallerzeuger nicht verfügbar ist, wird hier der statische Plenumsdruck vor den Zuführbohrungen (P9) für den Vergleich verwendet. Es ergeben sich somit die relativen Differenzdrücke nach Gleichung 5.8 bzw. 5.9 stromauf, bzw. nach Gleichung 5.10 stromab der Filmkühlbohrungen.

$$\Delta p_{in,rel} = \frac{P_{stat,P6} - P_{stat,FKB}}{P_{stat,FKB}} \quad \forall \quad \left\{ \begin{array}{l} \mathbf{bp1} \\ \mathbf{bn1} \end{array} \right. \quad (5.8)$$

$$= \frac{P_{stat,P9} - P_{stat,FKB}}{P_{stat,FKB}} \quad \forall \quad \left\{ \begin{array}{l} \mathbf{rp1} \\ \mathbf{rn1} \end{array} \right. \quad (5.9)$$

$$\Delta p_{out,rel} = \frac{p_{stat,P10} - p_{stat,FKB}}{p_{stat,FKB}} \quad (5.10)$$

In Abbildung 5.36 sind die Ergebnisse dieser relativen Druckdifferenzen im Zyklonkanal stromauf der Bohrungen $\Delta p_{in,rel}$ (in (a, b)) bzw. stromab der Bohrungen $\Delta p_{out,rel}$ (in (c, d)) über der massenstromgemittelten Sekundärluft-Re-Zahl $\overline{Re}_{cool,in,d}$ für die drallbehafteten Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe dargestellt. Die Werte werden während den Messungen der adiabaten Filmkühleffektivitätsverteilung aufgenommen und pro Betriebspunkt und Konfiguration über die Versuchsdauer sowie die Einzelexperimente gemittelt. Zur einfacheren visuellen Erfassung sind hier die Betriebspunkte entlang konstantem FKA bzw. konstantem M mit Polynomen zweiten Grades verbunden. In (e, f) sind die Differenzen dieser beiden Werte, sprich die relative statische Druckdifferenz entlang des Zyklonkanals, aufgetragen.

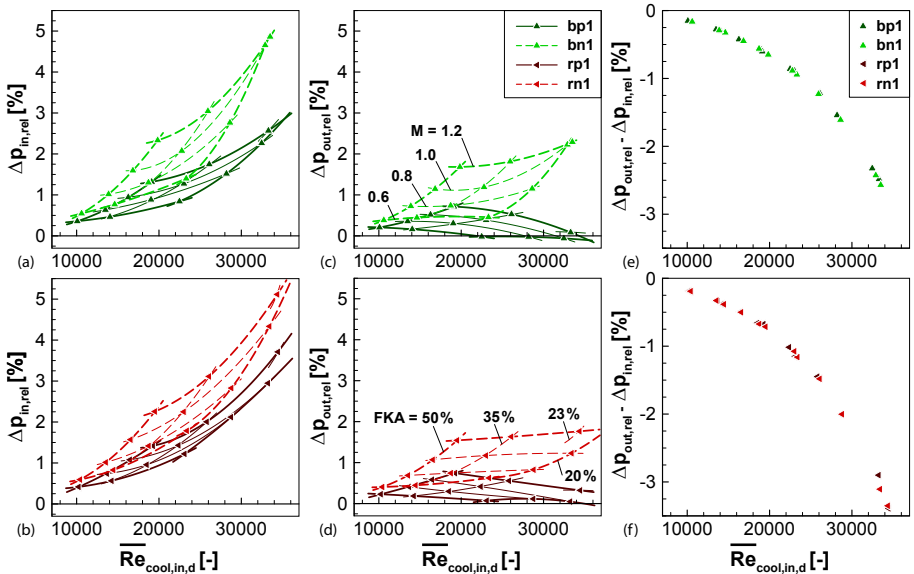


Abbildung 5.36: Relative statische Druckdifferenzen zwischen Zyklonkanal und Filmkühlbohrungsaustritt (a - d) und relative statische Differenzdrücke entlang des Zyklonkanals (e, f) über der massenstromgemittelten Einström-Re-Zahl bei den Drallkonfigurationen mit einer Bohrlochreihe

Die beiden negativ orientierten Drallkonfigurationen (**bn1** bzw. **rn1**) weisen bei beiden statischen Druckabnahmestellen im Zyklonkanal über alle Betriebspunkte hinweg höhere relative statische Druckdifferenzen zur Hauptströmung auf als die positiv orientierten. Unter der Annahme von Inkompressibilität sowie bis auf die entgegengesetzte Drehrichtung identischer Strömungsfelder kann gefolgert werden, dass die höheren $\Delta p_{in,rel}$ bzw. $\Delta p_{out,rel}$ -Werte der negativen Drallkonfigurationen bzw. das höhere Druckniveau im Zyklonkanal allein auf größere Druckverluste über die Filmkühlbohrungen hinweg zurückzuführen sind.

Da sich die Differenz $\Delta p_{out,rel} - \Delta p_{in,rel}$ bei beiden Drallerzeugertypen über $\overline{Re}_{cool,in,d}$ unabhängig von der Drallrichtung identisch verhält (siehe Abbildung 5.36(e, f)), ist der Druckverlust über die Zyklonkanallänge bzw. die Zuführbohrungen bei gleichen Massenströmen jeweils gleich bzw. unabhängig von der Drallorientierung. Dies unterstreicht die Gültigkeit der Annahme des gespiegelten Sekundärluft-Strömungsfeldes an den Orten der statischen Druckabnahmen. Da die Verteilung dieser Differenz über $\overline{Re}_{cool,in,d}$ kein Feld in Abhängigkeit von M und FKA aufspannt und trotz unterschiedlicher Betriebspunkte als eine eindimensionale Funktion in Abhängigkeit der massenstromgemittelten Einstrom-Re-Zahl dargestellt werden kann, ist der Einfluss des durch die Filmkühlbohrungen abgeführten Massenstroms auf die statische Druckdifferenz entlang des Zyklonkanals vergleichsweise gering.

Insgesamt herrscht somit bei negativ orientierter Drallrichtung aufgrund der größeren Druckverluste in der Filmkühlbohrung ein höherer statischer Druck in der Zyklonkammer als bei positiv orientierter. Mit interagierenden Konfigurationen bei zwei BLR findet zwingend ein Ausgleich dieser Drücke statt, indem sich mittels angepasster Massenströme die Druckverluste über beide Bohrungsreihen nahezu identisch einstellen. Die Auswirkungen hiervon sind wie oben beschrieben in Abbildung 5.35 dargestellt. Die unterschiedliche Verteilung der Drallerzeugerarten ist wahrscheinlich auf eine unterschiedliche Druckverteilung entlang des Zyklonkanals zurückzuführen. Da beim „bottom“-DE die Filmkühlbohrlochmassenströme auf beiden Schaufelseiten entlang fortlaufendem z abnehmen, scheint sich hier der statische Druck im Zyklonkanal abzusinken. Die entlang des Zyklonkanals verteilten Einstrombohrungen sowie das direkt stromauf dieser Bohrungen liegende Plenum erzeugen beim „rear“-DE einen homogenen Druckverlauf und somit auch eine gleichmäßigere Verteilung des Sekundärluftmassenstroms über die Filmkühlbohrungen.

5.3.2 Gemittelte adiabate Filmkühleffektivität

In den gemittelten adiabaten Filmkühleffektivitätswerten werden die Auswirkungen der Sekundärluftmassenstromverschiebung hin zu den bezüglich der Drallrichtung positiv orientierten Bohrlochreihen quantitativ sichtbar.

Laterale Mittelung

In Abbildung 5.37 sind die lateral über die Bohrungen Nr. 1 bis Nr. 7 gemittelten adiabaten Filmkühleffektivitätswerte $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ entlang der Lauflänge der Schaufeloberfläche s/D für die Konfigurationen mit zwei gegenüberliegenden Bohrlochreihen dargestellt. Das geometriebedingte Abknicken der Kurven bei $s/D \approx 18$ ist, wie schon bei den Ergebnissen mit einer Bohrlochreihe, auch bei den Konfigurationen mit zwei interagierenden BLR zu beobachten.

Durch die Verdoppelung der Sekundärluftmassenströme und die hiermit verbundenen höheren internen Querströmgeschwindigkeitskomponenten sinken die lateral gemittelten adiabaten Filmkühleffektivitätsverläufe bei den Konfigurationen ohne Drall (**oo2a** bzw. **oo2b**) im Vergleich zu Konfigurationen mit einer BLR und gleichem Betriebspunkt. Beide Schaufelseiten zeigen hier prinzipiell mit leichten Unterschieden im Verlauf das gleiche Verhalten in $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$.

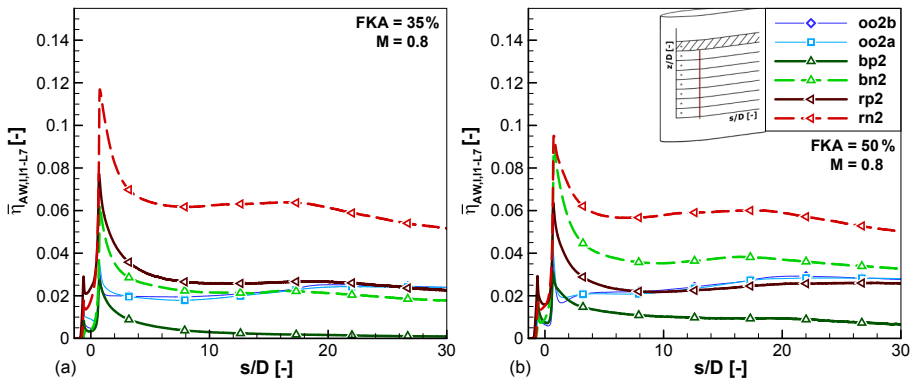


Abbildung 5.37: Verteilung der lateral gemittelten adiabaten Filmkühleffektivitätswerte entlang der Schaufeloberfläche, für die Konfigurationen mit zwei Bohrlochreihen, bei $M = 0,8$

Die $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ -Verteilungen der drallbehafteten Konfigurationen weisen unabhängig von der Drallrichtung jeweils ähnliche Verläufe auf. Im Anschluss an eine Spitze in $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ direkt stromab der Filmkühlbohrung nehmen die Werte im weiteren Verlauf stark ab. Dieses Verhalten wird auch bei den Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe und niedriger Filmkühlabnahme beobachtet. Dies stimmt wiederum mit den hier erhöhten Sekundärluftmassenströmen überein, was einer Senkung des bohrungsspezifischen FKA -Werts entspricht.

Im Vergleich der einzelnen Konfigurationen untereinander sind die $\bar{\eta}_{AW,l,L1-L7}$ -Werte von **bp2** jeweils deutlich niedriger als bei den drallfreien Konfigurationen. Im Gegensatz hierzu erreichen die lateral gemittelten adiabaten Filmkühleffektivitätswerte von **bn2** trotz der internen Übergeschwindigkeit aufgrund von Ablöseblasen in den Filmkühlbohrungen die Werte der drallfreien Konfigurationen oder übersteigen diese sogar. Die Konfigurationen mit dem „rear“-DE weisen, mit Ausnahme der globalen Ausblaserate $M = 0,6$, auf beiden Schaufelseiten höhere gemittelte adiabate Filmkühleffektivitätswerte auf als die drallfreie Konfiguration. Hierfür ist wahrscheinlich wiederum die Querströmgeschwindigkeit am Eintritt der Bohrung im Zyklonkanal verantwortlich. Diese nimmt bei der Einblasung der Sekundärluft durch die tangentialen Zuführbohrungen insgesamt niedrigere Werte an und ist somit idealer für die Einstromung in die Filmkühlbohrlöcher als bei der drallfreien, axial zum Zyklonkanal gerichteten Zuströmung.

Als einzige Ausnahme unter all den hier vermessenen Konfigurationen nehmen bei **rp2** wie auch bei **rn2** die adiabaten Filmkühleffektivitätswerte mit sinkender Filmkühlabnahme zu. Dies ist möglicherweise darauf zurückzuführen, dass aufgrund der sehr niedrigen Axialgeschwindigkeitskomponente entlang des Zyklonkanals bei $FKA = 50\%$ die gegenseitige Beeinflussung der Bohrungen gleicher z -Position stärker ausgeprägt ist als bei 35% . Die Wirkung der ausströmenden Sekundärluftmasse durch die negativ orientierten Bohrungen auf die Strömungsstruktur im Zyklonkanal könnte sich direkt auf die nachfolgend positionierten, positiv orientierten Filmkühlbohrlöcher auswirken (vgl. Abschnitt 2.1.2). Im Rahmen dieser Arbeit kann diese Hypothese jedoch nicht verifiziert werden. Hierfür sind weitere Untersuchungen notwendig.

Flächige Mittelung

Die Verteilungen der pro Bohrung flächig gemittelten adiabaten Filmkühleffektivitätswerte $\bar{\eta}_{AW,14D}$ über der jeweiligen Ausblaserate \bar{m} sind in Abbildung 5.38 aufgetragen. Wie auch bei den Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe sind hier

die Verteilungen je nach Drallerzeugertyp unterschiedlich. Bei dem „bottom“-DE bildet sich jeweils bei konstanter FKA eine über die verschiedenen globalen Ausblaseraten M hinweg zusammenhängende Verteilung von $\overline{\eta}_{AW,14D}$. Bei den anderen untersuchten Konfigurationen bilden sich aufgrund der gleichmäßigen Verteilung von \overline{m} gesonderte Gruppen, wobei die Streuungen der $\overline{\eta}_{AW,14D}$ -Werte vergleichsweise groß sind. Bei den Konfigurationen mit „rear“-DE ist dies wahrscheinlich auf die unterschiedlichen Geschwindigkeitsverteilungen an den Bohrlochaustritten zurückzuführen. Im Rahmen dieser Arbeit kann nicht abschließend geklärt werden, welche Rolle hier weitere Einflussparameter, wie zum Beispiel die Verteilung des nicht axialen Geschwindigkeitsanteils am Filmkühlbohrlochaustritt, spielen.

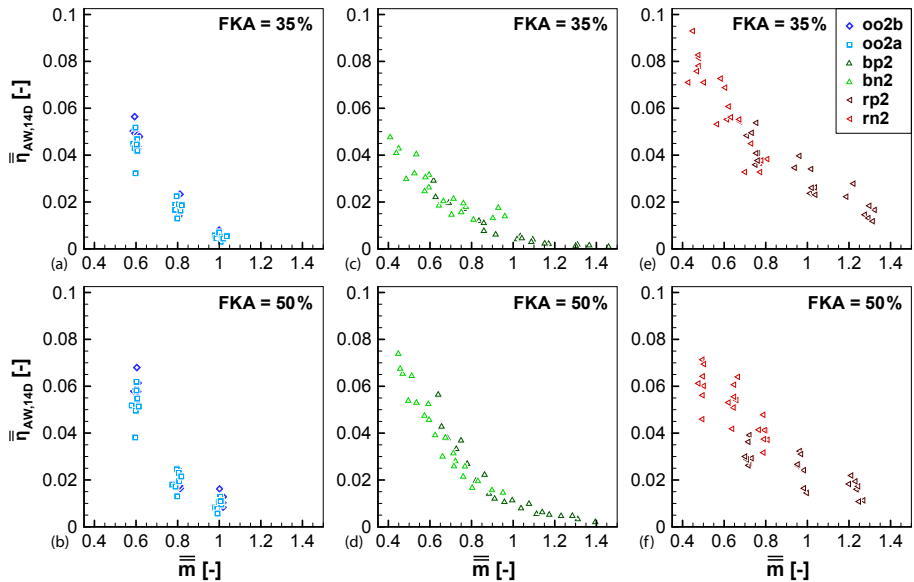


Abbildung 5.38: Die Verteilung der flächig gemittelten adiabaten Filmkühleffektivität pro Bohrloch $\overline{\eta}_{AW,14D}$ über der gemittelten lokalen Ausblaserate \overline{m} , bei den Konfigurationen mit zwei Bohrlochreihen

5.4 Globale Auswirkungen der kombinierten Zyklon-Filmkühlung

Um die globalen Auswirkungen einer internen Zyklonströmung auf die adiabate Filmkühleffektivität aufzeigen zu können, sind in Abbildung 5.39 die über die Bohrungen Nr. 1 - 7 flächig gemittelten, adiabaten Filmkühleffektivitätswerte über alle hier vermessenen Betriebspunkte und Konfigurationen dargestellt. Die Mittelung erfolgt jeweils in einem Bereich von $-1,5 \leq s/D \leq 14$ und $-2,5 \leq z/D \leq 2,5$ um die einzelnen Filmkühlbohrungen.

5.4.1 Variationen einzelner Parameter und deren Effekte

Zusammenfassend sind hier die Auswirkungen der einzelnen Parameter aufgezeigt. Die Aussagen gelten prinzipiell nur für den hier vermessenen Bereich der Einzelgrößen.

Globale Ausblaserate M

Eine unterschiedliche globale Ausblaserate übt nahezu keinen Einfluss auf die generelle Strömungsstruktur im Zyklonkanal aus. Während die Geschwindigkeitsamplituden sich proportional zu M verhalten, verändern sich die Strömungswinkel kaum. Dies ist auch in den Filmkühlbohrungen der Fall. Bohrlochinterne Ablöseblasen ändern mit variablem M leicht ihre Dimension, verschieben sich jedoch nicht. Somit ist auch die Verteilung des relativen axialen dynamischen Drucks am Bohrungsausstritt ähnlich. Bei der Interaktion der Sekundärluft mit der Hauptströmung wirkt sich eine Veränderung von M stark aus. Mit zunehmendem M nehmen die Werte der adiabaten Filmkühleffektivität ab, da durch den erhöhten Impuls die Sekundärluft weiter in die Hauptströmung eindringt und sich somit von der Schaufeloberfläche entfernt.

Filmkühlabnahme FKA

Die Filmkühlabnahme bestimmt mit dem relativen Massenabfluss durch die Filmkühlbohrungen das Strömungsfeld im Inneren des Zyklonkanals. Auch die Position und Dimension der Ablöseblasen in der Filmkühlbohrung sowie das Profil der Austrittsgeschwindigkeit und folglich auch die Gestalt der adiabaten Filmkühleffektivitätsverteilung wird maßgeblich durch den FKA -Wert bestimmt. Ein niedriger

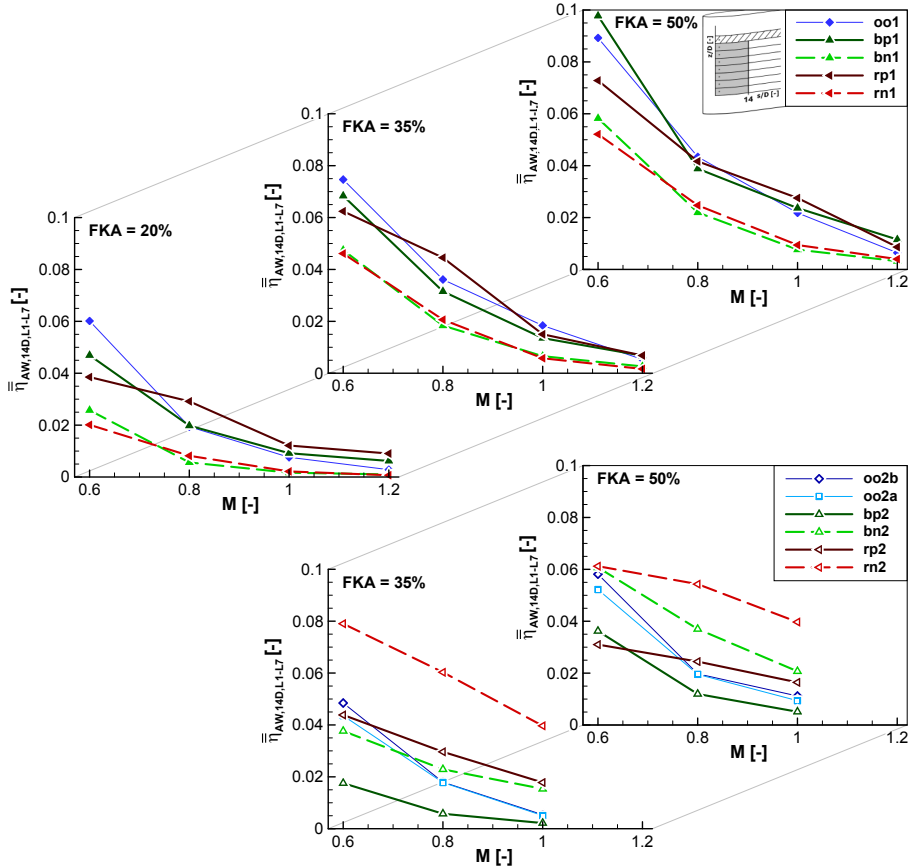


Abbildung 5.39: Flächengemittelte adiabate Filmkühleffektivitätswerte bis 14D stromab der Bohrungen, für alle vermessenen Konfigurationen und Betriebspunkte

FKA -Wert führt meist zu großen Ablöseblasen in den Bohrungen, was Übergeschwindigkeiten zur Folge hat. Diese lokalen Übergeschwindigkeiten senken die adiabate Filmkühleffektivität. Einzige Ausnahme hiervon ist die Konfiguration mit „rear“-DE und zwei Bohrlochreihen. Hier wirkt sich eine Senkung von FKA positiv auf η_{AW} aus.

Drallrichtung

Die Drallrichtung, und somit die Orientierung der Filmkühlbohrlochachse zur internen Strömung, wirkt sich erheblich auf die adiabate Filmkühleffektivität aus. Dies zeigen die stark reduzierten η_{AW} -Werte bei den Konfigurationen negativer Drallrichtung (1 BLR). Durch die Einstromung in die Filmkühlbohrung entstehen, je nach Krümmung der Stromlinien, Ablöseblasen in den Bohrlöchern, welche durch die Versperrungswirkung Übergeschwindigkeiten und erhöhte Druckverluste zur Folge haben. Diese Übergeschwindigkeiten lassen die Sekundärluft weiter in die Hauptströmung vordringen, was die Reduktion der adiabaten Filmkühleffektivität bewirkt. Das Strömungsfeld im Zyklonkanal selber wird jedoch durch eine unterschiedliche Drallrichtung mit Ausnahme der Spiegelung der Geschwindigkeitsrichtung nicht beeinflusst.

Drallerzeugerart

Durch die Art der Drallerzeugung wird das Strömungsfeld im Zyklonkanal vorgegeben. Während bei den hier vermessenen Betriebspunkten die Konfigurationen des „bottom“-Drallerzeugers jeweils im Zentrum des Zyklonkanals eine durchgehende, axiale Rückströmzone mit folglich zusätzlich erhöhten axialen Geschwindigkeitskomponenten aufweist, verfügt die Strömung aufgrund eines „rear“-DE nur über eine vergleichsweise geringe Axialkomponente. Dies äußert sich im Anströmwinkel des einzelnen Filmkühlbohrlochs, mit entsprechend ähnlichen Auswirkungen für die adiabate Filmkühleffektivität, wie bei einer Variation der Drallrichtung. Auch die Verteilung des Sekundärluftmassenstroms über die einzelnen Bohrungen wird durch das interne Strömungsfeld bzw. die daraus folgende Druckverteilung bestimmt. Hieraus können sich unterschiedliche Ausblaseraten pro Filmkühlbohrloch einstellen, was unterschiedliche Niveaus der adiabaten Filmkühleffektivitäten über die Bohrlochnummern zur Folge haben kann.

Interagierende Bohrlochreihen

Durch die Verwendung mehrerer Bohrungsreihen an einem Zyklonkanal bei gleicher Ausblaserate steigen zwangsläufig der zugeführte Sekundärluftmassenstrom und somit auch die interne Querströmkomponente an den Bohrlocheintritten. Dies senkt die adiabate Filmkühleffektivität ähnlich zu einer Absenkung der Filmkühlabnahme bei Verwendung einer Bohrlochreihe. Zusätzlich findet bei verschiedenen

Bohrlochorientierungen zur Sekundärluftströmung, aufgrund unterschiedlich ausgebildeter bohrungsinterner Versperrungsgebiete, eine Massenstromumverteilung statt. Bohrungen mit kleinen Rückströmgebieten werden mit mehr Sekundärluftmasse beaufschlagt, während Bohrungen, welche ungünstig zum internen Strömungsfeld ausgerichtet sind, entsprechend weniger Massendurchsatz aufgrund größerer interner Verblockungen aufweisen. Dieser geringere Massendurchsatz hat eine Erhöhung der adiabaten Filmkühleffektivitätswerte durch den Effekt der verringerten lokalen Ausblaserate zur Folge. Die Verteilung der bohrlochspezifischen Massenströme ist Druckgesteuert und somit abhängig von der Drucksituation am Austritt der Bohrung sowie von der Druckverteilung entlang des Zyklonkanals.

5.4.2 Zusätzliche Druckverluste

Eine wichtige Größe für die Bewertung von Kühlkonfigurationen in Triebwerken ist der im Kühlsystem verursachte Druckverlust. Steigt dieser, muss im Sekundärluftsystem ein höherer Druck bereitgestellt werden, um die geforderten Massenströme gewährleisten zu können. Um zu quantifizieren, wie viel Druck durch die kombinierte Zyklon-Filmkühlung im Vergleich zur Situation ohne interne Drallströmung benötigt wird und wie sich dies über die einzelnen Konfigurationen und Betriebspunkte verhält, werden in diesem Abschnitt die Druckverluste der hier verwendeten Konfigurationen ausgewertet.

Für die Beschreibung von Druckverlusten in Rohren und Armaturen wird im Allgemeinen ein dimensionsloser Druckverlustkoeffizient ζ definiert, welcher den Totaldruckverlust in Referenz zu einem dynamischen Druck angibt (siehe Gleichung 5.11). Auch für die hier vorliegenden Totaldruckverluste wird auf die Bestimmung von ζ zurückgegriffen.

$$\Delta p_{tot} = \zeta \frac{\rho}{2} U^2 \quad (5.11)$$

Bei einer internen Zyklonströmung treten im Vergleich zu drallfreien Konfigurationen zusätzliche Druckverluste aufgrund des Drallerzeugers, der durch die Drallströmung erhöhten Reibung im Zyklonkanal, der veränderten Zuströmsituation zu den einzelnen Filmkühlbohrungen sowie der Versperrungen in den Filmkühlbohrlöchern auf. Um den gesamten zusätzlichen Druckverlust zu erfassen, wird hier die Totaldruckdifferenz ausgehend von der Zulaufstrecke, über den Drallerzeuger, den Zyklonkanal und auch über die Filmkühlbohrungen hinweg nach Gleichung 5.12 gebildet. Hierfür wird der Totaldruck $p_{tot,1}$ aus dem statischen Druck direkt stromauf der Messblende (siehe Abbildung A.3: P4) und dem dynamischen Druckanteil

berechnet, welcher über den gemessenen Volumenstrom $\dot{V}_{cool,in}$ in Bezug auf den hier vorliegenden Rohrquerschnitt A_1 und der Dichte ρ_1 bestimmt wird. Am Austritt der Filmkühlbohrlöcher wird der statische Druck, welcher sich durch den statischen und den dynamischen Druck in der Messkammer sowie den Druckbeiwert des Schaufelmodells am Ort der Filmkühlbohrung $C_{P_{FKB}}$ bestimmen lässt (siehe Gleichung 5.7), als Kesseldruck-Randbedingung benutzt. Es wird folglich angenommen, dass die Sekundärluft in einen imaginär ruhenden Raum ausströmt und sich somit der Totaldruck $p_{tot,2}$ einstellt.

$$\Delta p_{tot} = \underbrace{p_{stat,p8} + C_{P_{FKB}} \left(\overbrace{p_{tot,p7} - p_{stat,p8}}^{\frac{\rho_\infty}{2} U_\infty^2} \right)}_{p_{tot,2}} - \underbrace{p_{stat,p4} + \frac{\rho_1}{2} \left(\frac{\dot{V}_{cool,in}}{A_1} \right)^2}_{p_{tot,1}} \quad (5.12)$$

Durch die Position der Bestimmung von $p_{tot,1}$ wird die Verrohrung zwischen der Blendenmessstrecke und dem jeweiligen Drallerzeuger mit in die Druckverlustbetrachtung einbezogen. Um dies zu korrigieren und den Druckverlustkoeffizienten aufgrund der Zyklon-Filmkühlung isolieren zu können, wird bei den drallbehafteten Konfigurationen jeweils der Totaldruckverlust der jeweiligen Referenz-Konfiguration ohne Drall $\Delta p_{tot,oo1}$ bzw. $\Delta p_{tot,oo2}$ abgezogen (siehe Gleichung 5.13, beispielhaft für die Konfiguration **bp1**). Als Bezugsgeschwindigkeit für $\zeta_{DE,FKB}$ dient hier die über den Volumenstrom $\dot{V}_{cool,in}$ und der Querschnittsfläche des Zyklonkanals A_d bestimmte mittlere axiale Geschwindigkeit im Zyklonkanal.

$$\zeta_{DE,FKB,bp1} = \frac{\Delta p_{tot,bp1} - \Delta p_{tot,oo1}}{\frac{\rho_1}{2} \left(\frac{\dot{V}_{cool,in}}{A_d} \right)^2} \quad (5.13)$$

In Abbildung 5.40 ist dieser Druckverlustkoeffizient $\zeta_{DE,FKB}$ in Abhängigkeit der gemittelten Sekundärluft Einström-Re-Zahl für die verschiedenen Konfigurationen und Betriebspunkte aufgetragen. Zusätzlich sind die Tendenzen entlang $\overline{Re}_{cool,in,d}$ jeweils mittels linearer Regression angedeutet. Durch die erzwungenermaßen unterschiedliche Zuführung der Sekundärluft bei Verwendung des „rear“-DE ist ein quantitativer Druckverlustvergleich nur für die Konfigurationen mit „bottom“-DE aussagekräftig. Der Vollständigkeit halber sind jedoch alle Konfigurationen eingetragen. Aufgrund der größeren Verluste im Filmkühlbohrloch weisen die Konfigurationen mit negativer Drallrichtung generell höhere Druckverlustkoeffizienten auf (siehe auch Abschnitt 5.3.1). Mit „bottom“-DE bleibt die Differenz von $\zeta_{DE,FKB}$ zwischen positiver

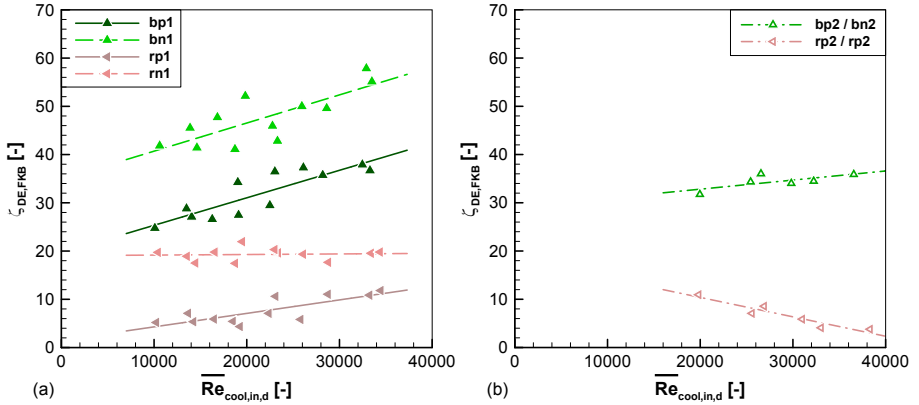


Abbildung 5.40: Verteilung des zusätzlichen Druckverlustkoeffizienten aufgrund der Zyklonströmung pro Betriebspunkt über der massenstromgemittelten Einström-Re-Zahl

und negativer Orientierung über die verschiedenen gemittelten Einström-Re-Zahlen konstant. Bei den Konfigurationen mit zwei Bohrlochreihen nimmt $\zeta_{DE,FKB}$ Werte an, welche im Bereich jener der positiven Drallrichtungen liegen.



6 Zusammenfassung

Im Vergleich zu herkömmlichen, internen Kühlmethoden in Turbinenschaufeln von Flugtriebwerken bzw. Gasturbinen, bildet die Methode der Zyklonkühlung eine mögliche Weiterentwicklung hinsichtlich des Wärmeübergangs, der Kühlungeffizienz sowie auch der Einfachheit der Fertigung (siehe z. B. WINTER [10]). Wird zur rein internen Kühlung zusätzlich auch Filmkühlung an der Schaufeloberfläche eingesetzt, um diese vor der Heißgasströmung zu schützen, bestimmen unter anderem die internen Strömungsphänomene die Qualität dieser externen Kühlwirkung mit. Somit wird eine interne Zyklonströmung die Güte der externen Kühlung direkt beeinflussen.

Die Mehrzahl bisheriger Veröffentlichungen zum Thema der Filmkühlung beschränkt sich auf Untersuchungen mit einer beruhigten Zuströmung zu den Filmkühlbohrlöchern. Über den Einfluss der internen Strömung auf die Filmkühlung ist somit vergleichsweise wenig bekannt. Das Ziel dieser Arbeit ist es, einen Überblick über jene Phänomene zu geben, die bei kombinierter Zyklon-Filmkühlung auftreten sowie deren Auswirkungen auf die adiabate Filmkühleffektivität an der Schaufeloberfläche aufzuzeigen.

An einem stark vereinfachten, symmetrischen Turbinenschaufelmodell mit einem internen, zylindrischen Zyklonkanal und acht Filmkühlbohrungen werden im Vergleich zu einem rein axial durchströmten Zyklonkanal Messungen der adiabaten Filmkühleffektivität bei verschiedenen globalen Ausblaseraten, globalen Filmkühlabnahmen, Drallerzeugern sowie Drallrichtungen, durchgeführt. Hierfür wird die Online-kalibrierte Ammoniak-Diazo-Messmethode eingesetzt, welche um ein in dieser Arbeit entwickeltes, gewichtetes Mittelungsverfahren erweitert wird. Um den Ursachen der Phänomene an der Schaufeloberfläche auf den Grund gehen zu können, werden des Weiteren Messungen der axialen Ausblasegeschwindigkeitsverteilung an den Filmkühlbohrlochaustritten, numerische Simulationen der Strömung in den Bohrlöchern selbst sowie PIV-Messungen der Zyklonströmung im Schaufelkühlkanal durchgeführt.

Verschiedene Arten der Drallerzeugung bewirken im Zyklonkanal stark unterschiedliche Ausprägungen des Strömungsfeldes. Während sich beim Drallerzeuger mit zwei tangentialen Zuführschlitzen am Zyklonkanaleintritt eine über den Umfang vergleichsweise homogene Geschwindigkeitsverteilung ausbildet, ist dies bei mehre-

ren über der Zyklonkanallänge verteilt, tangential angeordneten Bohrungen nicht der Fall. Aufgrund dessen kann hier die relative Anordnung der Filmkühlbohrlöcher zu den Zuführbohrungen eine Rolle spielen, da die zugeführten Sekundärluftstrahlen aus den Zuführbohrungen direkt auf den Einlass einer bzw. zwischen zwei Filmkühlbohrungen treffen können. Dies kann unterschiedliche Resultate in der adiabaten Filmkühleffektivitätsverteilung zur Folge haben.

Die u. a. in WINTER [10] bei Einblasung durch tangentielle Schlitzbeobachtete axiale Rückströmzone, bleibt trotz des über die Filmkühlbohrungen abgeführten Massenstroms, bei allen hier vermessenen Betriebspunkten, jeweils über die gesamte Zyklonkanallänge erhalten. Die radiale Ausdehnung dieser Rückströmzone nimmt bei hoher FKA entlang der Lauflänge zu. Die Drallzahl steigt jeweils über die einzelnen Filmkühlbohrungen aufgrund der abgeführten Sekundärluft an. Bei erhöhter FKA ist dieser Anstieg stärker ausgeprägt. Während die Spitzen der Absolutgeschwindigkeit ohne Massenabfluss durch die Filmkühlbohrungen vergleichsweise nahe des Zentrums des Zyklons auftreten und sich mit der Lauflänge zum Zentrum hin verschieben, liegen sie bei großen FKA -Werten deutlich näher an der Wand des Zyklonkanals.

Bei beiden Drallerzeugertypen bleiben jeweils die internen Strömungswinkel bei verschiedenen globalen Ausblaseraten, jedoch konstanter globaler Filmkühlabnahme, trotz unterschiedlicher Absolutwerte der Geschwindigkeitsamplituden annähernd gleich. Auch unterschiedliche Drallrichtungen beeinflussen das Strömungsfeld, abgesehen von der entsprechenden Spiegelung, nicht. Somit bleiben bei gleicher FKA pro Drallerzeuger und -orientierung die Strömungswinkel am Eintritt der Filmkühlbohrungen über variable Werte von M annähernd konstant. Diese Winkel haben maßgeblich Einfluss auf die Strömung in den Filmkühlbohrungen. Starke Krümmungen der Stromlinien am Bohrlocheintritt bewirken die Ausbildung von bohrungsinternen Rückströmzonen. Während M auf die Dimension wie auch auf die Position dieser Ablöseblasen nahezu keinen Einfluss aufweist, bewirkt eine Senkung von FKA eine Vergrößerung. Auch die relative Anordnung des Filmkühlbohrlochs im Zyklonkanal bzw. der Umlenkwinkel zwischen der Zyklonkanalströmung am Bohrungseintritt und der Bohrlochachse ist maßgeblich an der Ausprägung der Rückströmzonen beteiligt. Bei negativer Drallrichtung sind diese Umlenkwinkel größer. Somit bilden sich hier auch im Vergleich zur positiven Drallorientierung größere Ablösungen. Während die Rückströmzonen bei negativer Drallrichtung nahezu symmetrisch im Bohrloch zu liegen kommen, sind sie bei positiver Drallrichtung und niedriger FKA seitlich verschoben.

Die Verblockung der Filmkühlbohrungen durch diese Rückströmzonen bewirkt ein inhomogenes Geschwindigkeitsprofil am Bohrungsaustritt. Bei großen Ablöseblasen

bilden sich entsprechend hohe Übergeschwindigkeiten um diese Zonen herum, welche bis zum Eintritt in die Hauptströmung nicht wieder ausgemischt werden. Diese lokal hohen Geschwindigkeiten bewirken ein tieferes Eindringen der Sekundärluft in die Hauptströmung hinein und somit eine Verringerung der adiabaten Filmkühleffektivität an der Schaufeloberfläche.

Asymmetrisch ausgebildete Rückströmzonen verursachen asymmetrische Geschwindigkeitsverteilungen am Bohrlochaustritt. Bei der Interaktion mit der Hauptströmung bewirkt dies ein einseitiges Abheben des Sekundärluftstrahls sowie ein gegenüberliegendes Annähern an die Schaufeloberfläche. Dies führt zu einer asymmetrischen Verteilung wie auch zu lokal erhöhten adiabaten Filmkühleffektivitätswerten direkt stromab des Filmkühlbohrlochs. Diese asymmetrische Verteilung von η_{AW} bei positiven Drallrichtungen hat im Vergleich zur drallfreien Konfiguration einen leicht stromauf verschobenen Zusammenschluss zu einem geschlossenen Kühlfilm zur Folge. Bei negativer Drallrichtung findet dieser Zusammenschluss etwas später als mit drallfreier Innenströmung statt.

Das Flächenmittel der Filmkühleffektivität $\overline{\eta}_{AW,14D}$ erreicht bei positiver Drallrichtung ähnliche Werte wie die Referenzkonfiguration ohne internen Drall. Der mögliche interne Wärmeübergangsgewinn wird somit hier nicht durch eine verschlechterte externe adiabate Filmkühleffektivität gemindert. Dem gegenüber steht jedoch der zusätzliche Druckverlust, welcher vom Sekundärluftsystem aufgewendet werden muss. Bei negativ orientiertem Drall ist ein starker Einbruch von $\overline{\eta}_{AW,14D}$ zu verzeichnen. Eine positive Drallrichtung ist bei Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe der negativen vorzuziehen.

In einem zweiten Schritt wird eine zweite Bohrlochreihe in das Schaufelmodell eingebracht und somit die Interaktion zwischen zwei gegenüberliegenden Bohrungsreihen mit jeweils acht Bohrungen bei einer internen Zyklonströmung untersucht. Eine der beiden Reihen wird bei internem Drall positiv orientiert ausgerichtet, während die gegenüberliegende gleichzeitig negativ orientiert wird.

Prinzipiell treten in der Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität die gleichen Phänomene auf, wie sie bei den Konfigurationen einer Bohrlochreihe zu beobachten sind. Jedoch wird das Niveau von η_{AW} von einem weiteren Effekt überlagert. Aufgrund der unterschiedlichen Drallorientierungen entstehen verschiedene Druckverluste über die einzelnen Bohrungen, da die bohrungsinternen Versperrungen durch die Einströmsituation in die Bohrlöcher ungleich ausgeprägt sind. Da die Druckdifferenz jedoch zwischen Zyklonkanal und Filmkühlbohrungsaustritt für beide Bohrlochreihen nahezu identisch ist findet eine druckverlustinduzierte Massenstromverschiebung hin zu den positiv orientierten Bohrlöchern statt. Hier wird die lokale Ausblaserate pro Loch um bis zu 50 % erhöht, was wiederum ein stärkeres

Eindringen des Sekundärluftstrahls in die Hauptströmung und somit ein Absenken des adiabaten Filmkühleffektivitätsniveaus zur Folge hat. Durch das negativ orientierte Bohrloch strömt weniger Sekundärluftmasse, was hier eine Verringerung der lokalen Ausblaserate und eine Erhöhung der adiabaten Filmkühleffektivität bewirkt. Die beiden Drallerzeugertypen unterscheiden sich in der Verteilung der lokalen Ausblaserate über die Filmkühlbohrlöcher. Mit tangentialen Schlitzten bildet sich pro Bohrungsreihe entlang der Lauflänge des Zyklonkanals eine linear abfallende Ausblaseratenverteilung, während diese bei verteilten Zuführbohrungen jeweils vergleichsweise homogen abgesenkt bzw. angehoben wird. Dies weist auf eine unterschiedliche Druckverteilung im Zyklonkanal hin.

Im Vergleich zu einreihigen Konfigurationen wird bei der Interaktion von zwei Bohrungsreihen der Effekt der Verminderung der flächig gemittelte Filmkühleffektivität $\bar{\eta}_{AW,14D}$ aufgrund Übergeschwindigkeiten um bohrlochinterne Rückströmzonen durch den Effekt der Massenstromverschiebung überlagert. Hier ergeben sich nun bei den negativ orientierten Bohrungsreihen höhere $\bar{\eta}_{AW,14D}$ -Werte, welche meist sogar höher liegen, als bei der drallfreien Referenzkonfiguration. Die Bohrungsreihe mit positiver Drallrichtung weist, aufgrund der höheren lokalen Ausblaseraten, deutlich niedrigere adiabate Filmkühleffektivitäten als bei negativer Drallrichtung auf. Mit verteilten Zuführbohrungen werden bei der zweireihigen Bohrlochkonfiguration im Vergleich zur Referenzkonfiguration meist beidseitig höhere adiabate Filmkühleffektivitätswerte erreicht, was mit optimaleren Einstromwinkeln der Sekundärluft in die Bohrungen aufgrund kleinerer Axialgeschwindigkeitskomponenten im Zyklonkanal zu begründen ist.

Bei der Auslegung eines Turbinenschaufelkühlsystems sollte dem Einstromwinkel der Sekundärluft in die Filmkühlbohrung große Beachtung geschenkt werden. Diese Einstromsituation übt einen primären Einfluss auf die Verteilung und Güte der adiabaten Filmkühleffektivität aus. Aufgrund der hochkomplexen internen Strömungsstruktur, welche bei der Kombination aus Zyklon- und Filmkühlung u. a. abhängig von der Drallerzeugerart entstehen, muss diese Einstromsituation jeweils individuell betrachtet werden.

Während die Filmkühlabnahme FKA die dominante Größe für die Struktur der internen Zyklonströmung ist, beeinflusst sie die flächengemittelte adiabate Filmkühleffektivität $\bar{\eta}_{AW}$ bei kombinierter Zyklon-Filmkühlung in ähnlicher Weise wie bei der drallfreien Referenzkonfiguration. Auch die Auswirkungen der globalen Ausblaserate M auf $\bar{\eta}_{AW}$ sind bei interner Drallströmung vergleichbar zu jenen mit rein axialer Durchströmung des Zyklonkanals.

Die adiabate Filmkühleffektivität wird durch die Einführung einer internen Zyklonströmung beeinflusst. Bei ungünstiger Auslegung, wie z. B. bei den Konfigurationen

negativer Drallorientierung, muss mit einer Reduktion von $\overline{\overline{\eta}}_{AW}$ gerechnet werden. Jedoch weist die Kombination aus Zyklon- und Filmkühlung bei geschickter Anordnung durchaus das Potenzial zu einer Verbesserung der $\overline{\overline{\eta}}_{AW}$ -Werte im Vergleich zur drallfreien internen Situation auf. Die größte Steigerung hinsichtlich $\overline{\overline{\eta}}_{AW}$ wird im Rahmen der hiesigen Konfigurationen mit **rp2/rn2** erreicht.



7 Ausblick

Diese Arbeit bildet einen Beitrag hinsichtlich des Verständnisses für die Effekte, welche bei einer Kombination aus Zyklon- und Filmkühlung auftreten. Zudem bilden die vereinfachten Geometrien eine experimentelle Datenbasis für die Validierung von numerischen Simulationen. Durch das hier gewählte Vorgehen können die jeweiligen Phänomene klar erkannt und getrennt von weiteren Effekten betrachtet werden. Bei erhöhtem Komplexitätsgrad, wie zum Beispiel bei Verwendung einer real ausgeformten Profilgeometrie für das Schaufelmodell, könnten die Ergebnisse, unter anderem durch die Ausbildung von Sekundärströmungen, wie z.B. des Kanalwirbels etc., nur in der dort gegebenen Abhängigkeit gesehen werden.

Aufgrund der hier getroffenen Vereinfachungen besitzt die Studie Grundlagencharakter, sodass in weiterführenden Arbeiten u. a. die Auswirkungen folgender Punkte genauer zu beleuchten sind:

- **Reale Kühlkanalgeometrien** in Turbinenschaufeln, abweichend vom hier verwendeten geraden Kreiszylinder, beeinflussen die Innenströmung und somit auch indirekt die adiabate Filmkühleffektivitätsverteilung.
- Eine **Variation der Bohrungswinkel** in Bezug auf den Zyklonkanal, in lateraler Richtung sowie auch quer dazu, verändern die Einstromsituation in die Bohrlöcher und somit wiederum die Verteilung von η_{AW} .
- Eine **reale Druckverteilung** an der Oberfläche des Turbinenschaufelprofils beeinflusst, bei Speisung mehrerer Filmkühlbohrungsreihen aus einem Zyklonkanal, die Massenstromverteilung und somit unter anderem die lokale Ausblaserate der einzelnen Bohrung.
- **Variationen der Bohrungsgeometrie** (z. B. „fan-shaped“) werden Änderungen der Ausbildung interner Ablöseblasen hervorrufen. Hier ist aufgrund der Erkenntnisse aus SAUMWEBER UND SCHULZ [59] oder GRITSCH et al. [93] unbedingt genauer zu untersuchen, ob und wie diese heute oft angewendete Geometrieform bei interner Zyklonströmung auch sinnvoll eingesetzt werden kann.
- Zusätzliche **Rotation** beeinflusst u. a. die Druckverteilung entlang des Zyklonkanals und daraus folgend die Massenstrom- bzw. lokale Ausblaseratenverteilung über die einzelnen Bohrungen.

Mit den Erkenntnissen aus diesen Folgeuntersuchungen könnte es in Zukunft möglich sein, durch reine Anordnung der Filmkühlbohrungen, z. B. durch Bohrungswinkelvariationen, die Sekundärluftmassenstromverteilung zwischen den einzelnen Bohrungen derart anzupassen, sodass die Schaufelkühlung optimal auf die real herrschende, über der in Schaufelhöhe inhomogenen Temperaturverteilung (siehe z. B. HENNECKE [4]) ausgerichtet ist. Auch eine Modifikation der Gestaltung des Zyklonkanals, im Zusammenspiel mit der externen Druckverteilung an der Schaufeloberfläche, birgt hierfür Optimierungspotenzial. Bei geschickter Anordnung der Filmkühlbohrungen und hieraus folgend der Vermeidung von bohrungsinternen Ablöseblasen, könnten auch aufgeweitete Bohrungsgeometrien bei einer internen Zyklonströmung Vorteile in der Ausbildung der adiabaten Filmkühleffektivitätsverteilung bringen.

Heutzutage werden in der ersten Rotor-Schaufelreihe mäanderförmige, berippte Kühlkanäle mit Filmkühlung eingesetzt. Die Prallkühlung kann hier bisher aus Gründen der Festigkeit nicht angewandt werden. Daher weist die Zyklonkühlung hier das größte Potenzial auf. Nach Einschätzungen des Industriepartners (TÄGE [142]) ist durch die Zyklonkühlung in der ersten Rotor-Schaufelreihe eine Reduktion des bisher benötigten Kühlluftmassenstroms um ca. 10 - 15 % möglich bzw. bei gleichem Kühlluftmassenstrom eine Anhebung der Heißgastemperaturen um 20 - 25 K.

Aufgrund der komplexen Zusammenhänge, welche im Triebwerk vorherrschen, hat die Realisierung eine komplette Neuauslegung des Triebwerks zur Folge.

Um trotzdem eine Abschätzung der Größenordnung für die Auswirkungen dieser beiden Möglichkeiten auf den SFC geben zu können, werden Berechnungen aus CUMPSTY [143] und WALSH UND FLETCHER [144] hinzugezogen. Diese untersuchen jeweils beispielhaft die Folgen der Variation einzelner Triebwerksparameter um den Auslegungspunkt per Leistungsrechnung. Die wichtigsten verwendeten Größen sowie die daraus entstehenden Auswirkungen im SFC sind in Tabelle 7.1 aufgelistet. Die Δ SFC-Werte sind aus den in den Literaturstellen angegebenen Werten linear interpoliert. Je nach gewählten Triebwerksparametern, bzw. je nach getroffenen Annahmen (während in WALSH UND FLETCHER [144] alle Parameter des Kreisprozesses sowie die Komponentenwirkungsgrade konstant gehalten werden, ist in CUMPS-
TY [143] u. a. das Nebenstromverhältnis variabel gestaltet), sind die Ergebnisse leicht unterschiedlich. Die Größenordnung bleibt jedoch ähnlich.

Ob die Δ SFC-Werte aus Tabelle 7.1 erreicht werden können, kann aufgrund der hier vorliegenden Arbeit nicht bestätigt werden. Jedoch kann aus dieser Arbeit die Schlussfolgerung gezogen werden, dass durch die Kombination der Zyklonkühlung mit Filmkühlung, bei entsprechend sorgfältiger Auslegung, keine starke Reduktion der adiabaten Filmkühleffektivität entsteht. Zudem erscheint es vom jetzigen Wis-

sensstand her gesehen lohnenswert, dieses neuartige Turbinenschaufel-Kühlkonzept weiter zu verfolgen.

Literaturstelle	[143]	[144]
Flughöhe	9500 m	11 000 m
Flugmachzahl	0,85	0,8
Nebenstromverhältnis	6 : 1	10,5 : 1
Gesamtverdichterdruckverhältnis	40 : 1	25 : 1
TET, bzw. Statoraustrittstemperatur	1450 K	1400 K
Kühlluftanteil der Turbine	5 %	7 %
Δ SFC (Kühlluftreduktion um 15 %)	$\approx -0,48 \%$	$\approx -0,35 \%$
Δ SFC (Erhöhung TET um 25 K)	$\approx -0,78 \%$	

Tabelle 7.1: Abschätzung der Auswirkung der Zyklonkühlung auf den SFC



Literaturverzeichnis

- [1] AIRBUS: *Global market forecast 2010-2029*. 1
- [2] AIRBUS: *Global market forecast 2009-2028*. 1
- [3] GMELIN, T.C.; HÜTTING, G. UND LEHMANN, O.: *Zusammenfassende Darstellung der Effizienzpotentiale bei Flugzeugen unter besonderer Berücksichtigung der aktuellen Triebwerkstechnik sowie der absehbaren mittelfristigen Entwicklungen*. Studie im Auftrag des Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit, Berlin, 2008. 1
- [4] HENNECKE, D.K.: *Film cooling and turbine blade heat transfer*. Von Karman Institute - Lecture Series, VKI-LS 82-02, 1982. 1, 146
- [5] WILCOCK, R.C.; YOUNG, J.B. UND HORLOCK, J.H.: *The effect of turbine blade cooling on the cycle efficiency of gas turbine power cycles*. ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, Vol. 127, pp. 109-120, 2005. 1
- [6] HAN, J.C.; DUTTA, S. UND EKKAD, S.: *Gas turbine heat transfer and cooling technology*. Taylor & Francis Verlag, 2000. XVII, 2, 8, 56
- [7] ROLLS-ROYCE: *The Jet Engine*. Rolls-Royce plc, 2005. XVII, 2, 3
- [8] BRÄUNLING, W.: *Flugzeugtriebwerke*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009. XVII, 2, 7
- [9] LECHNER, C. UND SEUME, J.: *Stationäre Gasturbinen*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010. 2, 7
- [10] WINTER, N.: *Experimentelle Untersuchung der Zyklonkühlung mithilfe von Stoffübergangsmessungen*. Doktorarbeit, Technische Universität Darmstadt, 2011. 6, 13, 47, 57, 76, 83, 90, 93, 139, 140
- [11] KOBIELA, B.: *Transportvorgänge und Ranque-Hilscheffekt in Zyklonkammern [Arbeitstitel]*. Doktorarbeit, Universität Stuttgart, (bisher unveröffentlicht). 6, 13, 47, 57, 83, 87, 90, 91, 93

-
- [12] BLANDIN, G.: *Thermomechanisches Verhalten von plasmagespritzten Schichtsystemen zur Wärmedämmung*. Doktorarbeit, RWTH Aachen, 2001. 7
- [13] HASS, D.D.: *Directed vapor deposition of thermal barrier coatings*. Doktorarbeit, University of Virginia, 2000. 7
- [14] SCHOLZ, N. UND HENNECKE, D.: *Untersuchungen zur Wirksamkeit der Effusionskühlung von Turbinenschaufeln*. Zeitschrift für Flugwissenschaften, Heft 4, pp. 151-158, 1971. 8
- [15] NATSUI, G.; JOHNSON, P.L.; TORRANCE, M.C.; RICKLICK, M.A. UND KAPAT, J.S.: *The effect of transpiration in discrete injection for film cooling*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2011, (GT2011-46138), Vancouver, 2011. 8
- [16] HAN, J.C. UND DUTTA, S.: *Recent developments in turbine blade internal cooling*. Annals of the New York Academy of Sciences, Vol. 934, pp. 162-178, 2001. 8
- [17] HAN, J.C. UND HUH, M.: *Recent studies in turbine blade internal cooling*. Proceedings of the International Symposium on Heat Transfer in Gas Turbine Systems (TURBINE-09), Antalya, 2009. XVII, 8, 9
- [18] LEE, C-P: *Turbine airfoil with integrated impingement and serpentine cooling circuit*. US-Patent 7377747 B2, 2008. 8, 48, 75
- [19] SCHUBERT, S.: *Untersuchung von Strömungsfeld und Wärmeübergang in einem berippten Multipass-System zur internen Kühlung von Gasturbinenschaufeln*. Doktorarbeit, Universität Stuttgart, 2004. 8
- [20] KHALATOV, A.A.; DASHEVSKYY, Y.Y. UND PYSMENNYI, D.M.: *Heat transfer and friction factor in the rib roughened blade leading edge cooling passage*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2011, (GT2011-45434), Vancouver, 2011. 8
- [21] RATHJEN, L.: *Experimentelle Wärme- Stoffübergangsuntersuchungen an einem rotierenden Kühlkanalmodell mit Rippen*. Doktorarbeit, Technische Universität Darmstadt, 2003. 8
- [22] OSTANEK, J.K. UND THOLE, K.A.: *Flowfield measurements in a single row of low aspect ratio pin-fins*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2011, (GT2011-45757), Vancouver, 2011. 9

-
- [23] HAN, J.C. UND GOLDSTEIN, R.J.: *Jet-impingement heat transfer in gas turbine systems*. Annals of the New York Academy of Sciences, Vol. 934, pp. 147-161, 2001. 9
- [24] WEIGAND, B. UND SPRING, S.: *Multiple jet impingement - A review*. Proceedings of the International Symposium on Heat Transfer in Gas Turbine Systems (TURBINE-09), Antalya, 2009. 9
- [25] MITROFANOVA, O.V.: *Hydrodynamics and heat transfer in swirling flows in channels with swirlers (Analytical review)*. High Temperature, Vol. 41, pp. 518-559, 2003; Translated from Teplofizika Vysokikh Temperatur, Vol. 41, pp. 587-633, 2003. 9, 13
- [26] AL-AJMI, R.M.; SYRED, N.; BOWEN, P.; KHALATOV, A. UND AL-SHAGHDARI, M.A.: *A comparison of CFD and LDA studies of internal vortex cooling system for turbine blades*. Journal of Flow Visualization & Image Processing, Vol. 10, pp. 197-210, 1998. XVII, 10
- [27] KHALATOV, A.A.; SYRED, N.; BOWEN, P.J. UND AL-AJMI, R.: *Quasi two-dimensional cyclone-jet cooling configuration: Evaluation of heat transfer and pressure loss*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2001, (2001-GT-0182), Louisiana, 2001. XVII, 10
- [28] MOON, H.K.; O'CONNELL, T. UND GLEZER, B.: *Heat transfer enhancement in a circular channel using lengthwise continuous tangential injection*. Proceedings of the Eleventh International Heat Transfer Conference, Kyongju, 1998. XVII, 10, 11
- [29] KHALATOV, A.; SYRED, N.; BOWEN, P.; AL-AJMI, R.; KOZLOV, A. UND SCHUKIN, A.: *Innovative cyclone cooling scheme for gas turbine blade: Thermal-hydraulic performance evaluation*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2000, (2000-GT-237), Munich, 2000. XVII, 10, 11
- [30] HEDLUND, C.R.; LIGRANI, P.M.; MOON, H.-K. UND GLEZER, B.: *Heat transfer and flow phenomena in a swirl chamber simulating turbine blade internal cooling*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 121, pp. 804-813, 1999. XVII, 10, 11
- [31] AL-AJMI, R.M.; SYRED, N.; BOWEN, P. UND KHALATOV, A.: *Evaluation of vortex cooling systems for turbine blades*. Proceedings of the ASME Fluids Engineering Division Summer Meeting, (FEDSM98-4996), Washington D.C., 1998. 10

-
- [32] KHALATOV, A.; SYRED, N.; BOWEN, P. UND AL-AJMI, R.M.: *Enhanced cyclone cooling technique for high performance gas turbine blades*. Proceedings of the Twelfth International Heat Transfer Conference, Grenoble, 2002. 10
- [33] GLEZER, B.; MOON, H.K. UND O'CONNELL, T.: *A novel technique for internal blade cooling*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 1996, (96-GT-181), Birmingham, 1996. 11, 26
- [34] LIGRANI, P.M.; HEDLUND, C.R.; BABINCHAK, B.T.; THAMBU, R.; MOON, H.-K. UND GLEZER, B.: *Flow phenomena in swirl chambers*. Experiments in Fluids, Vol. 24, pp. 254-264, 1998. 11, 12
- [35] HEDLUND, C.R.; LIGRANI, P.M.; GLEZER, B. UND MOON, H.-K.: *Heat transfer in a swirl chamber at different temperature ratios and Reynolds numbers*. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 42, pp. 4081-4091, 1999. 11
- [36] HEDLUND, C.R. UND LIGRANI, P.M.: *Local swirl chamber heat transfer and flow structure at different Reynolds numbers*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 122, pp. 375-385, 2000. 11
- [37] LING, J.P.C.W.: *Development of heat transfer measurement techniques and cooling strategies for gas turbines*. Doktorarbeit, University of Oxford, 2005. 11, 12, 13
- [38] BIPPES, H. UND GÖRTLER, H.: *Dreidimensionale Störungen in der Grenzschicht an einer konkaven Wand*. Acta Mechanica, Vol. 14, pp. 251-267, 1972. 11
- [39] CHANG, F. UND DHIR, V.K.: *Mechanisms of heat transfer enhancement and slow decay of swirl in tubes using tangential injection*. International Journal of Heat and Fluid Flow, Vol. 16, pp. 78-87, 1995. 11
- [40] CHANG, F. UND DHIR, V.K.: *Turbulent flow field in tangentially injected swirl flows in tubes*. International Journal of Heat and Fluid Flow, Vol. 15, pp. 346-356, 1994. XVII, 11, 12, 87
- [41] KHALATOV, A.A.; BORISOV, I.I.; SEVERIN, S.D.; ROMANOV, V.V.; SPITSYN, V.Y. UND DASHEVSKY, Y.Y.: *Heat transfer, hydrodynamics and pressure drop in the model of a blade leading edge cyclone cooling*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2011, (GT2011-45150), Vancouver, 2011. 12, 76

-
- [42] HAY, N. UND WEST, P.D.: *Heat transfer in free swirling flow in a pipe*. ASME Journal of Heat Transfer, Vol. 97, pp. 411-416, 1975. 12
- [43] EKKAD, S.V.; PAMULA, G. UND ACHARYA, S.: *Influence of crossflow-induced swirl and impingement on heat transfer in an internal coolant passage of a turbine airfoil*. ASME Journal of Heat Transfer, Vol. 122, pp. 587-597, 2000. 12
- [44] PAMULA, G.; EKKAD, S.V. UND ACHARYA, S.: *Influence of crossflow-induced swirl and impingement on heat transfer in a two-pass channel connected by two rows of holes*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 123, pp. 281-287, 2001. 12
- [45] KHALATOV, A.A. UND SYRED, N.: *Innovative aerothermal vortex technologies in gas turbine engineering*. Promyshlennaya Teplotekhnika (Industrial Heat Engineering), Vol. 24, pp. 22-35, 2002. 13
- [46] BYERLEY, A.R.: *Heat transfer near the entrance to a film cooling hole in a gas turbine blade*. Doktorarbeit, University of Oxford, 1989. XVII, 13
- [47] SCHEEPERS, G. UND MORRIS, R.M.: *Experimental study of heat transfer augmentation near the entrance to a film cooling hole in a turbine blade cooling passage*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 131, pp. 044501 - 1-11, 2009. 14
- [48] GOLDSTEIN, R.J.; CHO, H.H. UND JABBARI, M.Y.: *Effect of plenum crossflow on heat (mass) transfer near and within the entrance of film cooling holes*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 119, pp. 761-769, 1997. XVII, 14, 30
- [49] SHEN, J.R.; WANG, Z.; IRELAND, P.T.; JONES, T.V. UND BYERLEY, A.R.: *Heat transfer enhancement within a turbine blade cooling passage using ribs and combinations of ribs with film cooling holes*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 118, pp. 428-434, 1996. 14
- [50] IERONYMIDIS, I.; GILLESPIE, D.R.H.; IRELAND, P.T. UND KINGSTON, R.: *Detailed heat transfer measurements in a model of an integrally cast cooling passage*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 132, pp. 021001 - 1-9, 2010. 14
- [51] GOLDSTEIN, R.J.: *Film Cooling*. Advances in Heat Transfer, Vol. 7, pp. 321-379, 1971. 15, 16, 29
- [52] ECKERT, E.R.G.: *Analysis of film cooling and full coverage film cooling of gas turbine blades*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 106, pp. 206-213, 1984. 15, 16

-
- [53] GOLDSTEIN, R.J.; JIN, P. UND OLSON, R.L.: *Film cooling effectiveness and mass/heat transfer coefficient downstream of one row of discrete holes*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 121, pp. 225-232, 1999. 16, 28, 29, 30
- [54] BUNKER, R.S.: *Film cooling: Breaking the limits of diffusion shaped holes*. Proceedings of the International Symposium on Heat Transfer in Gas Turbine Systems (TURBINE-09), Antalya, 2009. XVII, 17, 18
- [55] HEIDMANN, J.D. UND EKKAD, S.: *A novel antivortex turbine film-cooling hole concept*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 130, pp. 031020 - 1-9, 2008. 17
- [56] HEIDMANN, J.D.: *A numerical study of anti-vortex film cooling designs at high blowing ratio*. NASA Technical Memorandum, 215209, 2008. 17
- [57] DHUNGEL, A.; LU, Y.; PHILLIPS, W.; EKKAD, S.V. UND HEIDMANN, J.: *Film cooling from a row of holes supplemented with antivortex holes*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 131, pp. 021007 - 1-10, 2009. 17
- [58] ALBERT, J.E. UND BOGARD, D.G.: *Measurements of adiabatic film and overall cooling effectiveness on a turbine vane pressure side with a trench*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2011, (GT2011-46703), Vancouver, 2011. 17, 18, 27
- [59] SAUMWEBER, C. UND SCHULZ, A.: *Comparison of the cooling performance of cylindrical and fan-shaped cooling holes with special emphasis of internal coolant crossflow*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2008, (GT2008-51036), Berlin, 2008. 18, 22, 145
- [60] DÜCKERSHOFF, R.: *Filmkühlung in Gebieten mit verzögerter Hauptströmung und in Bereichen lokaler Strömungsablösung*. Doktorarbeit, Brandenburgische Technische Universität Cottbus, 2004. 18, 33, 36, 61, 67, 105, 106
- [61] DEINERT, M.: *Filmkühluntersuchungen in instationärer Strömung mit Ablöseblasen*. Doktorarbeit, Technische Universität Berlin, 2005. 18, 19
- [62] BOGARD, D.G. UND THOLE, K.A.: *Gas turbine film cooling*. Journal of Propulsion and Power, Vol. 22, No. 2, pp. 249-270, 2006. 18
- [63] KISSEL, H.: *Filmkühlung bei komplexen Innenströmungen*. Doktorarbeit, Universität Stuttgart, 2008. 18, 23

-
- [64] BALDAUF, S.; SCHULZ, A. UND WITTIG, S.: *High-resolution measurements of local effectiveness from discrete hole film cooling*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 123, pp. 758-765, 2001. 18, 29
- [65] KOHLI, A. UND BOGARD, D.G.: *Adiabatic effectiveness, thermal fields and velocity fields for film cooling with large angle injection*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 119, pp. 352-358, 1997. 18, 29, 70, 71
- [66] SCHMIDT, D.L.; SEN, B. UND BOGARD, D.G.: *Film cooling with compound angle holes: Adiabatic effectiveness*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 118, pp. 807-813, 1996. 18
- [67] BUNKER, R.S.: *A review of shaped hole turbine film-cooling technology*. ASME Journal of Heat Transfer, Vol. 127, pp. 441-453, 2005. 18
- [68] LUTUM, E. UND BOGARD, D.G.: *Influence of hole length-to-diameter ratio on film cooling with cylindrical holes*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 119, pp. 209-216, 1999. 18, 19
- [69] AZZI, A. UND JUBRAN, B.A.: *Numerical modeling of film cooling from short length stream-wise injection holes*. Heat and Mass Transfer, Vol. 39, pp. 345-353, 2003. 18
- [70] JUNG, K.: *Mehrreihige Filmkühlung an gekrümmten Oberflächen*. Doktorarbeit, Technische Universität Darmstadt, 2001. 18, 29, 30, 31, 32, 58, 61, 68
- [71] SINHA, A.K.; BOGARD, D.G. UND CRAWFORD, M.E.: *Film-cooling effectiveness downstream of a single row of holes with variable density ratio*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 113, pp. 442-449, 1991. 18
- [72] BONS, J.P.; MACARTHUR, C.D. UND RIVIR, R.B.: *The effect of high free-stream turbulence on film cooling effectiveness*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 118, pp. 814-825, 1996. 18, 29
- [73] MAYHEW, J.E.; BAUGHN, J.W. UND BYERLEY, A.R.: *The effect of freestream turbulence on film cooling adiabatic effectiveness*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2002, (GT2002-30172), Amsterdam, 2002. 18, 111
- [74] CUTBIRTH, J.M. UND BOGARD, D.G.: *Evaluation of pressure side film cooling with flow and thermal field measurements - Part II: Turbulence effects*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 124, pp. 678-685, 2002. 18

-
- [75] SCHWARZ, S.G.; GOLDSTEIN, R.J. UND ECKERT, E.R.G.: *The influence of curvature on film cooling performance*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 113, pp. 472-478, 1991. 18, 29, 109
- [76] BONS, J.P.: *A review of surface roughness effects in gas turbines*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 132, pp. 021004 - 1-16, 2010. 18
- [77] WOLFF, S.: *Aerodynamische Effekte bei Vorderkanten-Filmkühlausblasung an hochbelasteten Turbinengittern unter dem Einfluss periodisch instationärer Zuströmung*. Doktorarbeit, Universität der Bundeswehr München, 2003. 19
- [78] AHN, J.; SCHOBEIRI, M.T.; HAN, J.-C. UND MOON, H.-K.: *Effect of rotation on leading edge region film cooling of a gas turbine blade with three rows of film cooling holes*. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 50, pp. 15-25, 2007. 19
- [79] JOVANOVIĆ, M.B.; LANGE, H.C. UND VAN STEENHOVEN, A.A.: *Influence of hole imperfection on jet cross flow interaction*. International Journal of Heat and Fluid Flow, Vol. 27, pp. 42-53, 2005. 19, 64
- [80] JOVANOVIĆ, M.B.: *Film cooling through imperfect holes*. Doktorarbeit, Technische Universität Eindhoven, 2006. 19
- [81] BURD, S.W. UND SIMON, T.W.: *The influence of coolant supply geometry on film coolant exit flow and surface adiabatic effectiveness*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 1997, (97-GT-25), Orlando, 1997. XVII, 19, 20, 72
- [82] BRUNDAGE, A.L.; PLESNIAK, M.W. UND RAMADHYANI, S.: *Influence of coolant feed direction and hole length on film cooling jet velocity profiles*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 1999, (99-GT-35), Indianapolis, 1999. 20
- [83] HALE, C.A.; PLESNIAK, M.W. UND RAMADHYANI, S.: *Film cooling effectiveness for short film cooling holes fed by a narrow plenum*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 122, pp. 553-557, 2000. 20, 29
- [84] PETERSON, S.D. UND PLESNIAK, M.W.: *Short-hole jet-in-crossflow velocity field and its relationship to film-cooling performance*. Experiments in Fluids, Vol. 33, pp. 889-898, 2002. 21
- [85] PLESNIAK, M.W.: *Noncanonical short hole jets-in-crossflow for turbine film cooling*. ASME Journal of Applied Mechanics, Vol. 73, pp. 474-482, 2006. 21

-
- [86] THOLE, K.A.; GRITSCH, M.; SCHULZ, A. UND WITTIG, S.: *Effect of a crossflow at the entrance to a film cooling hole*. ASME Journal of Fluids Engineering, Vol. 119, pp. 533-540, 1997. 21, 25
- [87] THOLE, K.; GRITSCH, M.; SCHULZ, A. UND WITTIG, S.: *Flowfield measurements for film-cooling holes with expanded exits*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 120, pp. 327-336, 1998. 21
- [88] GRITSCH, M.; SCHULZ, A. UND WITTIG, S.: *Discharge coefficient measurements of film-cooling holes with expanded exits*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 120, pp. 557-563, 1998. 22
- [89] GRITSCH, M.: *Experimentelle Untersuchungen zum aerothermischen Verhalten nicht-zylindrischer Filmkühlbohrungen*. Doktorarbeit, Universität Karlsruhe, 1999. 22
- [90] GRITSCH, M.; SCHULZ, A. UND WITTIG, S.: *Adiabatic wall effectiveness measurements of film-cooling holes with expanded exits*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 120, pp. 549-556, 1998. 22, 29, 50, 98
- [91] GRITSCH, M.; SAUMWEBER, C.; SCHULZ, A.; WITTIG, S. UND SHARP, E.: *Effect of internal coolant crossflow orientation on the discharge coefficient of shaped film-cooling holes*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 122, pp. 146-152, 2000. 22
- [92] ADAMI, P.; MARTELLI, F.; MONTOMOLI, F. UND SAUMWEBER, C.: *Numerical investigations of internal crossflow film cooling*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2002, (GT2002-30171), Amsterdam, 2002. 22
- [93] GRITSCH, M.; SCHULZ, A. UND WITTIG, S.: *Effect of internal coolant crossflow on the effectiveness of shaped film cooling holes*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 125, pp. 547-554, 2003. XVII, 22, 23, 29, 104, 145
- [94] SAUMWEBER, C.; SCHULZ, A.; WITTIG, S. UND GRITSCH, M.: *Effects of entrance crossflow directions to film cooling holes*. Annals of the New York Academy of Sciences, Vol. 934, pp. 401-408, 2001. 22, 29
- [95] KOHLI, A. UND THOLE, K.A.: *A CFD investigation on the effects of entrance crossflow directions to film-cooling holes*. Proceedings of the ASME National Heat Transfer Conference 1997, Baltimore, 1997. 23

-
- [96] KOHLI, A. UND THOLE, K.A.: *Entrance effects on diffused film-cooling holes*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 1998, (98-GT-402), Stockholm, 1998. 23
- [97] GRITSCH, M.; SCHULZ, A. UND WITTIG, S.: *Effect of crossflows on the discharge coefficient of film cooling holes with varying angles of inclination and orientation*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 123, pp. 781-787, 2001. 23
- [98] KISSEL, H.P; WEIGAND, B.; VON WOLFERSDORF, J. UND UNGEWICKELL, A.: *The effect of cooling channel crossflow on film cooling effectiveness and heat transfer coefficient*. Proceedings of the 13th International Heat Transfer Conference 2006, Sydney, 2006. 23
- [99] KISSEL, H.P; WEIGAND, B.; VON WOLFERSDORF, J.; NEUMANN, S.O. UND UNGEWICKELL, A.: *An experimental and numerical investigation of the effect of cooling channel crossflow on film cooling performance*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2007, (GT2007-27102), Montreal, 2007. 23
- [100] SAKAI, E. UND TAKAHASHI, T.: *Experimental and numerical study on effects of turbulence promoters on flat plate film cooling*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2011, (GT2011-45196), Vancouver, 2011. 24
- [101] WILFERT, G. UND WOLFF, S.: *Influence of internal flow on film cooling effectiveness*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 122, pp. 327-333, 2000. XVII, 24, 29
- [102] TAKEISHI, K.; KOMIYAMA, M.; ODA, Y.; EGAWA, Y. UND KITAMURA, T.: *Aerothermal investigations on mixing flow field of film cooling with swirling coolant flow*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2011, (GT2011-46838), Vancouver, 2011. XVII, 25, 106
- [103] PORTER, J.S.; SARGISON, J.E. UND HENDERSON, A.D.: *Design and calibration of a facility for film cooling research*. Proceedings of the 16th Australasian Fluid Mechanics Conference, pp. 87-93, Gold Coast, 2007. 25
- [104] PHILLIPS, J.S. UND FIELD, R.E.: *Film coolant passage with swirl diffuser*. US-Patent 4669957, 1987. 25
- [105] LERCH, A. UND SCHIFFER, H.-P.: *Influence of internal cyclone flow on adiabatic film cooling effectiveness*. Heat Transfer Research, Vol. 42, pp. 143-164, 2011. 26, 44, 45, 69, 70

-
- [106] LERCH, A.; KLAUBERT, D. UND SCHIFFER, H.-P.: *Impact on adiabatic film cooling effectiveness using internal cyclone cooling*. Proceedings of ASME Turbo Expo 2011, (GT2011-45120), Vancouver, 2011. XVII, 26, 50, 55, 59, 192
- [107] DEES, J.E.; BOGARD, D.G.; LEDEZMA, G.A. UND LASKOWSKI, G.M.: *Overall and adiabatic effectiveness values on a scaled up, simulated gas turbine vane: Part I - Experimental measurements*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2011, (GT2011-46612), Vancouver, 2011. 27
- [108] GOMES, R.A. UND NIEHUIS, R.: *Film cooling on highly loaded blades with main flow separation: Part I - Heat transfer*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2011, (GT2011-45476), Vancouver, 2011. 28
- [109] CHO, H.H. UND GOLDSTEIN, R.J.: *Heat (mass) transfer and film cooling effectiveness with injection through discrete holes - Part II: On the exposed surface*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 117, pp. 451-460, 1995. 28, 29
- [110] RICHTER, J.: *Der Einfluss einer Anstellwinkeländerung auf den Stoff-/ Wärmeübergang an einer filmgeköhlten Schaufelvorderkante*. Doktorarbeit, Technische Universität Darmstadt, 1999. 28, 30
- [111] HASLINGER, W.: *Filmkühlung an einer Turbinenschaufelvorderkante: Die adiabate Filmkühleffektivität aus Messung und numerischer Simulation*. Doktorarbeit, Technische Universität Darmstadt, 1998. XXI, 29, 30, 31, 32, 52, 61, 64, 68, 69, 163
- [112] GOMES, R.A. UND NIEHUIS, R.: *Film cooling effectiveness measurements with periodic unsteady inflow on highly loaded blades with main flow separation*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 133, pp. 021019 - 1-11, 2011. 29
- [113] BRUCE-BLACK, J.E.; DAVIDSON, F.T.; BOGARD, D.G. UND JOHNS, D.R.: *Practical slot configurations for turbine film cooling applications*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 133, pp. 031020 - 1-8, 2011. 29
- [114] SHADID, J.N. UND ECKERT, E.R.G.: *The mass transfer analogy to heat transfer in fluids with temperature-dependent properties*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 113, pp. 27-33, 1991. 30
- [115] RÖMPF, H.: *Chemie Lexikon*. Franckh'sche Verlagshandlung, W.Keller & Co., Stuttgart, 1966. 31

-
- [116] FRIEDRICHS, S.; HODSON, H.P. UND DAWES, W.N.: *Distribution of film cooling effectiveness on a turbine endwall measured using the Ammonia and Diazo Technique*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 118, pp. 613-621, 1996. XVII, 33, 34, 67
- [117] FRIEDRICHS, S.: *Endwall film-cooling in axial flow turbines*. Doktorarbeit, University of Cambridge, 1997. 33, 36, 67
- [118] FEILER, C.: *Experimentelle Untersuchung nicht-axialsymmetrisch konturierter Turbinenplattformen*. Doktorarbeit, Technische Universität Cottbus, 2005. 33, 36, 67
- [119] MANN, S. UND PICARD, R.W.: *On being 'undigital' with digital cameras: Extending dynamic range by combining differently exposed pictures*. Technischer Bericht 323, M.I.T. Media Lab Perceptual Computing Section, Boston, Massachusetts, 1994. 35, 37
- [120] CZICHOS, H. UND HENNECKE, M.: *Hütte - Das Ingenieurwissen*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2008. 36, 60
- [121] SCHWARZ, H.R. UND KÖCKLER, N.: *Numerische Mathematik*. Teubner, 2006. 37
- [122] ÜBERHUBER, C.; KATZENBEISSER, S. UND PRAETORIUS, D.: *Matlab 7 - Eine Einführung*. Springer-Verlag Wien, 2005. 37
- [123] RAFFEL, M.; WILLERT, C.E.; WERELEY, S.T. UND KOMPENHANS, J.: *Particle image velocimetry*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007. XVII, 46, 73, 76
- [124] TROPEA, C.; YARIN, A. UND FOSS, J.F.: *Handbook of experimental fluid mechanics*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007. 46, 67, 73
- [125] JACKSON, D.; IRELAND, P. UND CHEONG, B.: *Combined experimental and CFD study of a HP blade multi-pass cooling system*. Proceedings of the ASME Turbo Expo 2009, (GT2009-60070), Orlando, 2009. 48
- [126] KRISHNABABU, S.K.; HODSON, H.P.; BOOTH, G.D.; LOCK, G.D. UND DAWES, W.N.: *Aerothermal investigation of tip leakage flow in a film cooled industrial turbine rotor*. ASME Journal of Turbomachinery, Vol. 132, pp. 021016 - 1-9, 2010. 48
- [127] TIBBOTT, I.: *Turbine blade*. US-Patent 7654795 B2, 2010. 48

-
- [128] THALER, G.; KUHN, K. UND JABERG, H.: *Sekundärströmung in Schaufel(ring)-gittern mit Pfeilung und V-Stellung - eine Literaturstudie*. Forschung im Ingenieurwesen, Band 65, pp. 236-246, 2000. 51
- [129] BEECK, A.: *Strömungsfelduntersuchungen zum aerodynamischen Verhalten eines hochbelasteten Turbinengitters mit Kühlluftausblasung an der Vorderkante*. Doktorarbeit, Universität der Bundeswehr München, 1992. 52
- [130] ARDEY, S.: *Untersuchung der aerodynamischen Effekte von Vorderkanten-Kühlluftausblasung an einem hochbelasteten Turbinengitter*. Doktorarbeit, Universität der Bundeswehr München, 1998. 52
- [131] DRELA, M.: *XFOIL: An analysis and design system for low reynolds number airfoils*. Proceedings of the Conference on Low Reynolds Number Airfoil Aerodynamics, University of Notre Dame, 1989. 53
- [132] WÜRZ, W.: *Hitzdrahtmessungen zum laminar-turbulenten Strömungsumschlag in anliegenden Grenzschichten und Ablöseblasen sowie Vergleich mit der linearen Stabilitätstheorie und empirische Umschlagskriterien*. Doktorarbeit, Universität Stuttgart, 1995. 53
- [133] MAUCHER, U.: *Numerische Untersuchungen zur Transition in der laminaren Ablöseblase einer Tragflügelgrenzschicht*. Doktorarbeit, Universität Stuttgart, 2002. 53
- [134] EISENBACH, S.: *Grobstruktursimulation druckinduzierter Ablösungen*. Doktorarbeit, Technische Universität München, 2007. 53
- [135] NITSCHKE, W. UND BRUNN, A.: *Strömungsmesstechnik*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006. 60, 67
- [136] DEUTSCHWEIZER MATHEMATIK- UND PHYSIKKOMMISSION: *Formeln und Tafeln*. Orell Füssli, 6. Auflage, 1995. 62
- [137] JØRGENSEN, F.E.: *How to measure turbulence with hot-wire anemometers*. Dan-tec Dynamics, 2002. 65
- [138] ZILLIAC, G.G.: *Calibration of seven-hole pressure probes for use in fluid flows with large angularity*. NASA Technical Memorandum, 102200, 1989. 67

-
- [139] ELSEER, K. UND HOCH, M.: *Das Verhalten verschiedener Gase und die Trennung von Gasgemischen in einem Wirbelrohr*. Zeitschrift Naturforschung, Vol. 6a, pp. 25-31, 1951. 68
- [140] GUPTA, A.K.; LILLEY, D.G. UND SYRED, N.: *Swirl Flows*. Abacus Press, 1984. 89
- [141] WILFERT, G.: *Experimentelle und numerische Untersuchung der Mischungsvorgängen zwischen Kühlfilmen und Gitterströmung an einem hochbelasteten Turbinengitter*. Doktorarbeit, Universität der Bundeswehr München, 1994. 105, 106
- [142] TÄGE, J.: *Persönliche Mitteilungen*. Rolls-Royce Deutschland, Februar 2011. 146
- [143] CUMPSTY, N.: *Jet Propulsion*. Cambridge University Press, Zweite Auflage, 2003. 146, 147
- [144] WALSH, P.P. UND FLETCHER, P.: *Gas turbine performance*. Blackwell Science, Zweite Auflage, 2004. 146, 147
- [145] VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE: *VDI-Wärmeatlas*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 10. Auflage, 2006. 168

A Anhang

A.1 Koordinaten des Schaufelmodells

In Tabelle A.1 sind die Profilkordinaten des Turbinenschaufelmodells aufgelistet.

x [mm]	y [mm]
0,00	0,00
0,11	1,46
0,48	3,02
1,06	4,63
1,89	6,17
2,99	7,80
4,34	9,35
5,90	10,96
7,68	12,53
9,68	14,16
18,26	19,44
27,93	24,03
38,37	27,93
49,43	31,14
60,92	33,61
72,64	35,32
84,58	36,11
98,21	35,93
111,84	35,09
125,47	33,99
139,10	32,82
152,76	31,66
166,37	30,49
180,00	29,31
515,00	0,00

Tabelle A.1: Profilkordinaten des Turbinenschaufelmodells (aus [111])

A.2 Der Zyklon-Filmkühlprüfstand

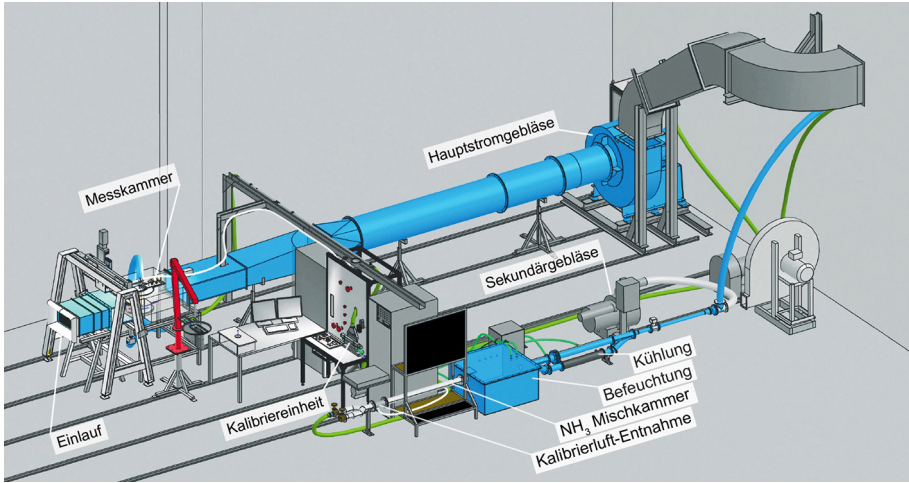


Abbildung A.1: CAD-Modell des Zyklon-Filmkühlprüfstands in der Laborhalle

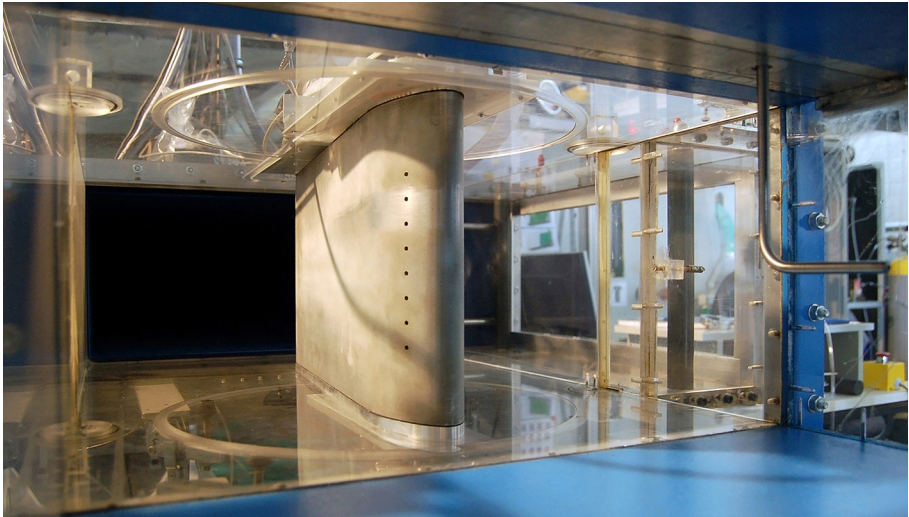


Abbildung A.2: Foto der Messstrecke mit eingebautem Schaufelmodell

A.2.1 Der Aufbau des Zyklon-Filmkühlprüfstands im Detail

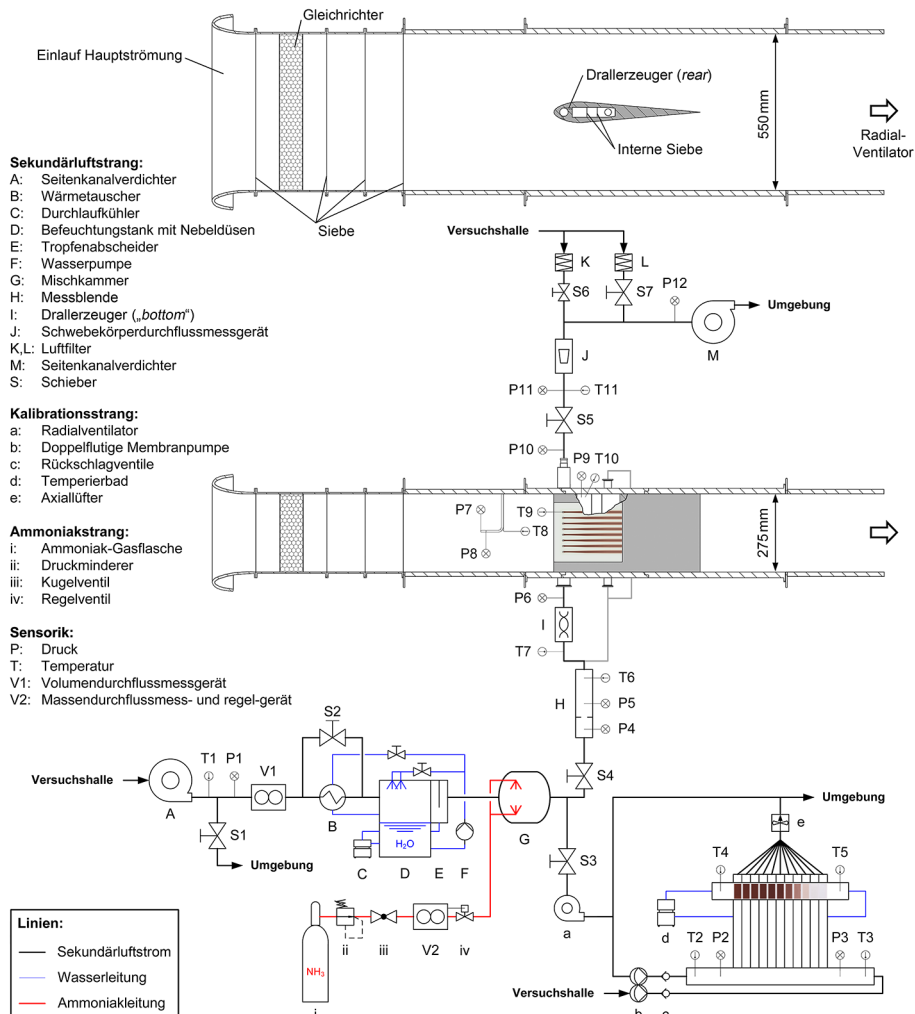


Abbildung A.3: Der Zyklon-Filmkühlprüfstand im Detail. Im Schnitt und mit schematischer Darstellung des Sekundärluftstranges sowie der Anordnung der Sensorik

A.2.2 Der Zyklon-Filmkühlprüfstand - Fehlerbetrachtung

Die vom Hersteller angegebene maximal zulässigen Sensorungenauigkeiten, bzw. die Sensorunsicherheiten des Differenzdruckaufnehmers sind in Tabelle A.2 aufgelistet. Als jeweiliger Referenzdruck wird hier der Umgebungsdruck verwendet. Dieser wird mit einem Absolutdruckaufnehmer gemessen. Hierbei ist die maximale Messungenauigkeit des Sensors inklusive der Spannungsaufnahme in einem Temperaturbereich von 0 bis 30 °C ohne Kalibration: ± 350 Pa. Da der Absolutdruck jedoch nur zur Dichtebestimmung verwendet wird, ist diese vergleichsweise große Ungenauigkeit von geringem Einfluss (siehe Gleichung A.3).

Sensor	Funktion/Position	Unsicherheit
P1	Gebläseüberwachung (stat)	$\pm 34,5$ Pa
P2	Kalibrierkammerplenum Kühlluft (stat)	$\pm 17,0$ Pa
P3	Kalibrierkammerplenum Hallenluft (stat)	$\pm 17,0$ Pa
P4	Blendendruck plus (stat)	$\pm 17,0$ Pa
P5	Blendendruck minus (stat)	$\pm 17,0$ Pa
P6	Zyklonkanal Eintritt („bottom“-DE) (stat)	$\pm 17,0$ Pa
P7	Hauptströmung (tot)	$\pm 1,25$ Pa
P8	Hauptströmung (stat)	$\pm 1,25$ Pa
P9	Plenum des „rear“-DE (stat)	$\pm 17,0$ Pa
P10	Zyklonkanal Austritt (stat)	$\pm 17,0$ Pa
P11	Vor Schwebekörperdurchflussmessgerät (stat)	$\pm 17,0$ Pa
P12	Gebläseüberwachung (stat)	$\pm 17,0$ Pa

Tabelle A.2: Maximal zulässiger Sensorfehler des Differenzdruckaufnehmers

Die Grenzabweichungen der Thermoelemente (ThE) sind aufgrund ihres Typs „T“ und des eingesetzten Temperaturbereichs (0 - 70 °C) auf $\pm 0,5$ °C zu beziffern, wobei zusätzlich der Fehler des Erfassungssystems von maximal $\pm 1,8$ °C hinzu kommt. Eine Kalibrierung der Thermoelemente mit einem Kalibrierbad mit geeichtem, fadenkorrigiertem Quecksilberthermometer (Skalenteilung von 0,02 °C) zeigt jeweils einen stark linearen Verlauf der Thermoelemente. Trotzdem werden für die Fehlerbetrachtung die oben genannten Maximalwerte verwendet. Die Widerstandsthermometer (PT100) der Klasse „A“ besitzen eine Grenzabweichung von $\pm (0,15 + 0,002 \theta)$, wobei θ der gemessenen Temperatur in °C entspricht. Der maximale Fehler des „NI-9217“ Erfassungssystems wird im Bereich der gemessenen Temperaturen bei einer Vierleitermessung mit $\pm 0,35$ °C angegeben. Somit ergeben

Sensor	Typ	Funktion/Position	Unsicherheit
T1	PT100	Gebälseüberwachung	$\pm 0,64^{\circ}\text{C}$
T2	ThE	Kalibrierkammerplenum Kühlluft	$\pm 2,30^{\circ}\text{C}$
T3	ThE	Kalibrierkammerplenum Hallenluft	$\pm 2,30^{\circ}\text{C}$
T4	ThE	Kalibrierstreifen Kühlluftseite	$\pm 2,30^{\circ}\text{C}$
T5	ThE	Kalibrierstreifen Hallenluftseite	$\pm 2,30^{\circ}\text{C}$
T6	ThE	Blendenmessstrecke	$\pm 2,30^{\circ}\text{C}$
T7	ThE	Vor „bottom“-DE	$\pm 2,30^{\circ}\text{C}$
T8	ThE	Hauptströmung	$\pm 2,30^{\circ}\text{C}$
T9	PT100	Filmkühlbohrung	$\pm 0,56^{\circ}\text{C}$
T10	PT100	Plenum des „rear“-DE	$\pm 0,56^{\circ}\text{C}$
T11	ThE	Vor Schwebekörperdurchflussmessgerät	$\pm 2,30^{\circ}\text{C}$

Tabelle A.3: Maximaler Fehler der Temperaturerfassung (ohne Kalibrierung)

sich die maximalen Fehler, bzw. die Messunsicherheit für die Temperaturerfassung der einzelnen Temperatursensoren ohne Kalibrierung nach Tabelle A.3.

Die zeitweilige Kontamination der Sekundärluft mit NH_3 schränkt die Auswahl der möglichen Messgeräte zur Massenstrombestimmung ein. Die Messunsicherheit, der zur Bestimmung von $\dot{m}_{cool,in}$ eingesetzten Messblende, wird nach „DIN EN ISO 5167-2“ bestimmt. Für den Massenstrom $\dot{m}_{cool,out}$ wird ein Schwebekörperdurchfluss-Messgerät eingesetzt, da der Massenstrom hier für die obige Norm zu niedrig ist. Hier setzt sich die Messunsicherheit, abgesehen von der Dichtenbestimmung, von Unsicherheiten der Volumenstrombestimmung des Messgerätes ($\pm 1,6\%$) sowie auch aus der Unsicherheit aufgrund der Ablesegenauigkeit, ab. Die Skaleneinteilung des Messgerätes liegt bei $0,25\text{ m}^3/\text{h}$. Die Ablesungenauigkeit wird auf die halbe Skaleneinteilung von $\pm 0,125\text{ m}^3/\text{h}$ abgeschätzt.

Alle weiteren für die Experimente relevanten Messunsicherheiten können mit der Gauß'schen Fehlerfortpflanzung aus den einzelnen Sensorunsicherheiten bestimmt werden. Im Folgenden wird dies als Beispiel für die Re-Zahl der Hauptströmung ausgeführt.

A.2.3 Beispiel der Fehlerbetrachtung

Aus der Unsicherheit der einzelnen Sensoren kann die Messunsicherheit einzelner Betriebspunktgrößen gemäß Gleichung 4.6 bestimmt werden. Dies sei hier beispielsweise für die Re-Zahl der Hauptstromgeschwindigkeit durchgeführt. Die Gleichung zur Bestimmung der Messgröße ist jeweils in eckige Klammern gefasst, während die daraus berechnete Unsicherheit Λ nachfolgt.

Die Re-Zahl des Hauptstroms in Bezug auf die Schaufelhöhe H wird nach Gleichung A.1 bestimmt. Die hierfür benötigten Größen, Hauptstromgeschwindigkeit U_∞ , -dichte ρ_∞ und kinematische Zähigkeit des Hauptstroms ν_∞ , werden ihrerseits mittels Bernoulli (reibungsfrei) (Gleichung A.2), der Zustandsgleichung für ideale Gase (Gleichung A.3) und aus einer polynomischen Interpolation zweiten Grades zwischen tabellarischen Werten aus VDI [145] für Luft bei 1 bar in Abhängigkeit der Temperatur $T8$ (Gleichung A.4) bestimmt.

$$Re_{\infty,H} = \left[\frac{H U_\infty}{\nu_\infty} \right] \pm \sqrt{\left(\frac{H}{\nu_\infty} \Lambda U_\infty \right)^2 + \left(-\frac{H U_\infty}{\nu_\infty^2} \Lambda \nu_\infty \right)^2} \quad (\text{A.1})$$

$$U_\infty = \left[\sqrt{\frac{2(P7 - P8)}{\rho_\infty}} \right] \pm \sqrt{\frac{1}{2(P7 - P8)\rho_\infty} (\Lambda P7^2 + \Lambda P8^2) + \frac{(P7 - P8)}{2\rho_\infty^3} \Lambda \rho_\infty^2} \quad (\text{A.2})$$

$$\rho_\infty = \left[\frac{P8 + P_0}{R T8} \right] \pm \sqrt{\left(\frac{1}{R T8} \right)^2 (\Lambda P8^2 + \Lambda P_0^2) + \left(-\frac{P8 + P_0}{R T8^2} \Lambda T8 \right)^2} \quad (\text{A.3})$$

$$\nu_\infty = \left[1,007 \times 10^{-10} T8^2 + 3,481 \times 10^{-8} T8 - 3,496 \times 10^{-6} \right] \pm \sqrt{\left(2 \cdot 1,007 \times 10^{-10} T8 + 3,481 \times 10^{-8} \right)^2 \Lambda T8^2} \quad (\text{A.4})$$

Mit beispielhaft eingesetzten, gemittelten Zahlenwerten aus einem Experiment werden die Messwerte und ihre zugehörigen Unsicherheiten zu:

P_0	=	97 051 Pa	± 350 Pa
P_7	=	-996 Pa	$\pm 1,25$ Pa
P_8	=	-1269 Pa	$\pm 1,25$ Pa
T_8	=	287,96 K	$\pm 2,30$ K
U_∞	=	21,7 m/s	$\pm 0,08$ m/s
ρ_∞	=	1,158 kg/m ³	$\pm 0,0042$ kg/m ³
v_∞	=	$1,49 \times 10^{-5}$ m ² /s	$\pm 2,13 \times 10^{-7}$ m ² /s
$Re_{\infty,H}$	=	400 864	± 5941

Hieraus folgt eine relative Messungenauigkeit, bzw. relative Messunsicherheit der Hauptströmungs Re-Zahl von:

$$\Delta Re_{\infty,rel} = \frac{\Delta Re_{\infty,H}}{Re_{\infty,H}} = \pm 1,48 \% \quad (\text{A.5})$$

A.3 Der PIV-Prüfstand

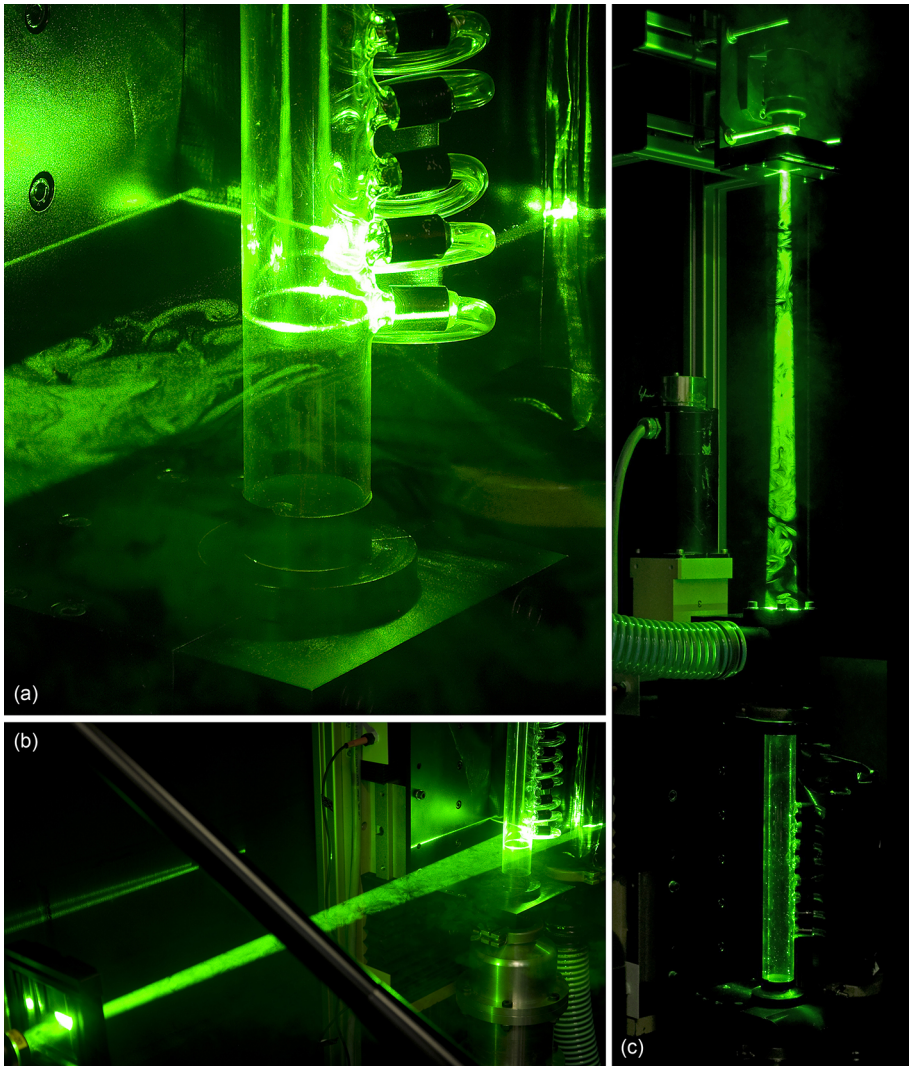


Abbildung A.4: Die PIV-Vermessung der Strömung im Zyklonkanal mit Filmkühlabnahme:
(a) Detail der Messstrecke, (b) der Laserlichtschnitt bei Querschnitten und (c)
bei Längsschnitten

A.3.1 Der Prüfstands Aufbau und die Messebenen

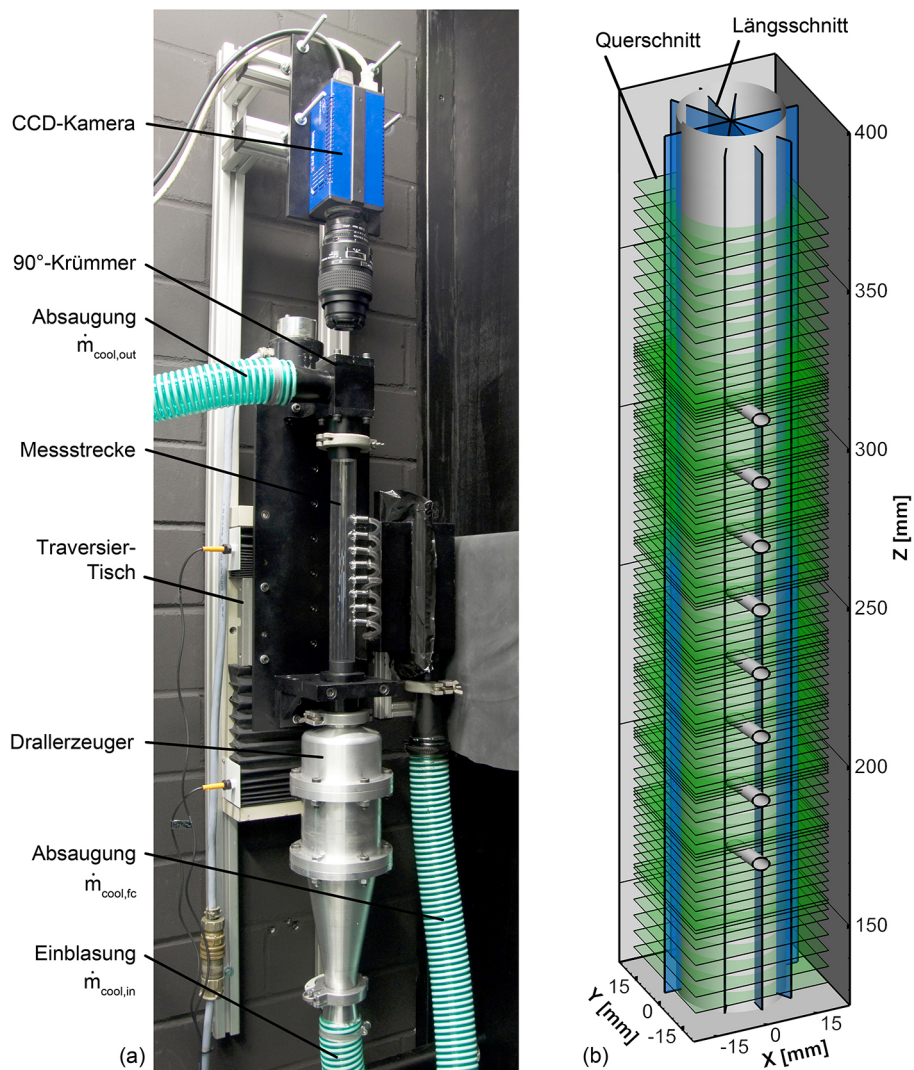


Abbildung A.5: Der PIV-Prüfstand: (a) Der Aufbau des Prüfstandes und (b) die vermessenen Schnittebenen

A.4 Ausführliche Messergebnisse und Diagramme

A.4.1 Helices in der Zyklonströmung

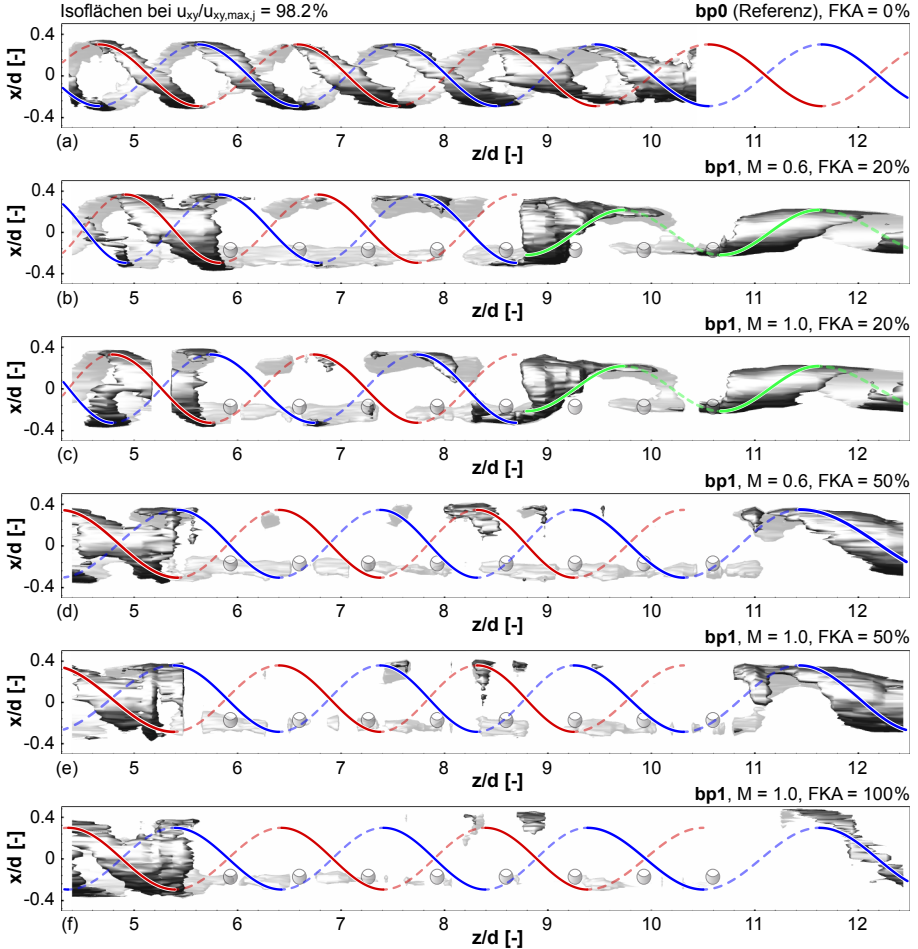


Abbildung A.6: Helixstrukturen im Zyklonkanal (**bp1**), mit qualitativ eingezeichneten Verläufen, bei (a) Referenz ohne Bohrungen, FKA = 100 % und mit Bohrungen bei (b) 0,6/20%, (c) 1,0/20%, (d) 0,6/50%, (e) 1,0/50%, (f) 1,0/100 %

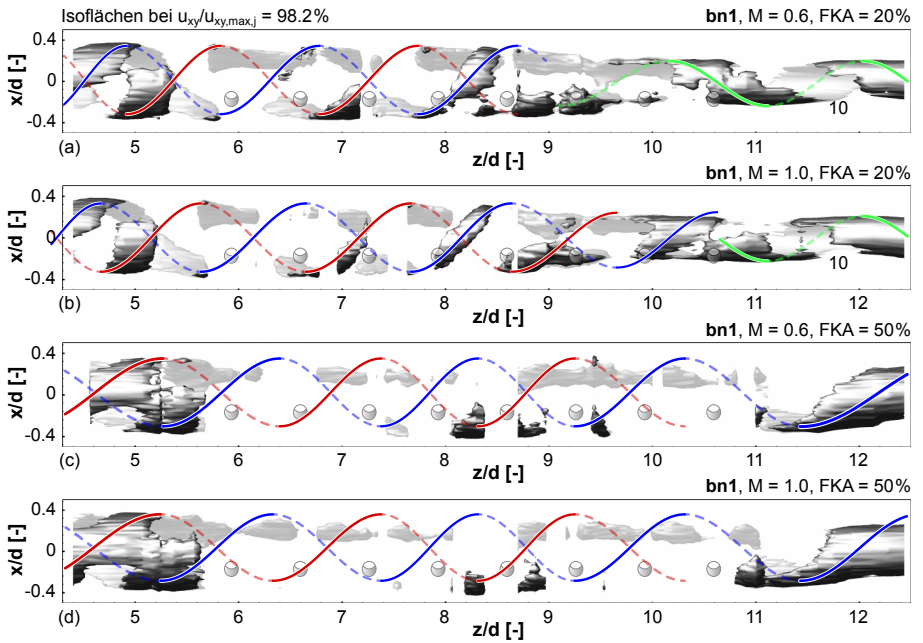


Abbildung A.7: Helixstrukturen im Zyklonkanal (**bn1**), mit qualitativ eingezeichneten Verläufen, bei (a) 0,6/20%, (b) 1,0/20%, (c) 0,6/50%, (d) 1,0/50%

A.4.2 Vergleich zwischen PIV und Numerik

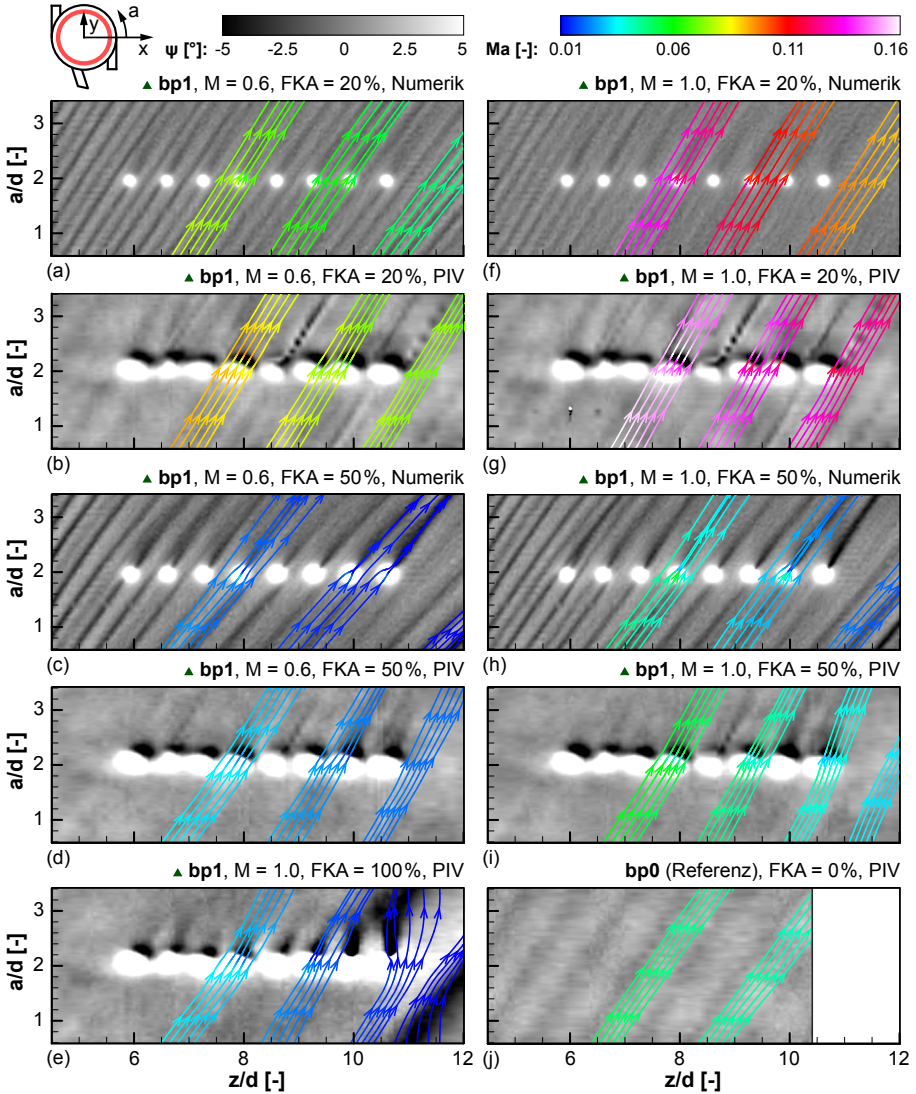


Abbildung A.8: ψ auf einer abgewickelten Zylinderebene, bei 90% des Zyklonkanalradius sowie mit der Ma-Zahl eingefärbte Stromlinien (**bp1**)

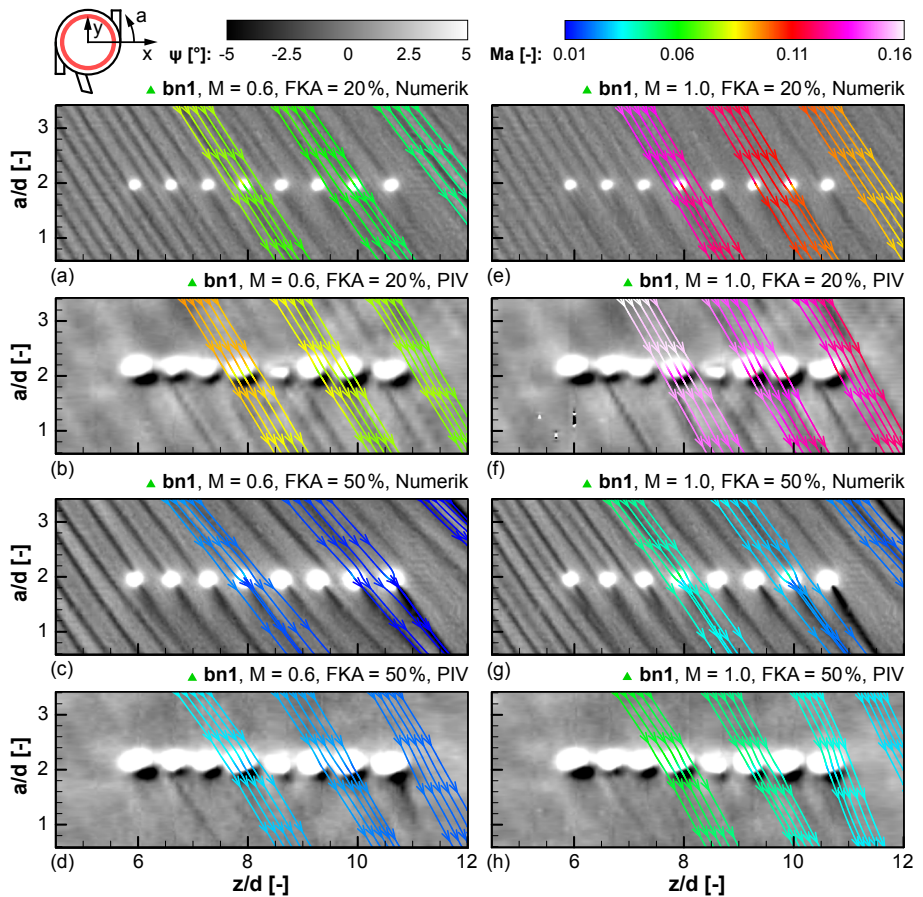


Abbildung A.9: ψ auf einer abgewickelten Zylinderebene, bei 90% des Zyklonkanalradius sowie mit der Ma-Zahl eingefärbte Stromlinien (**bn1**)

A.4.3 Zyklonkanalströmung „bottom“- und „rear“-DE im Vergleich

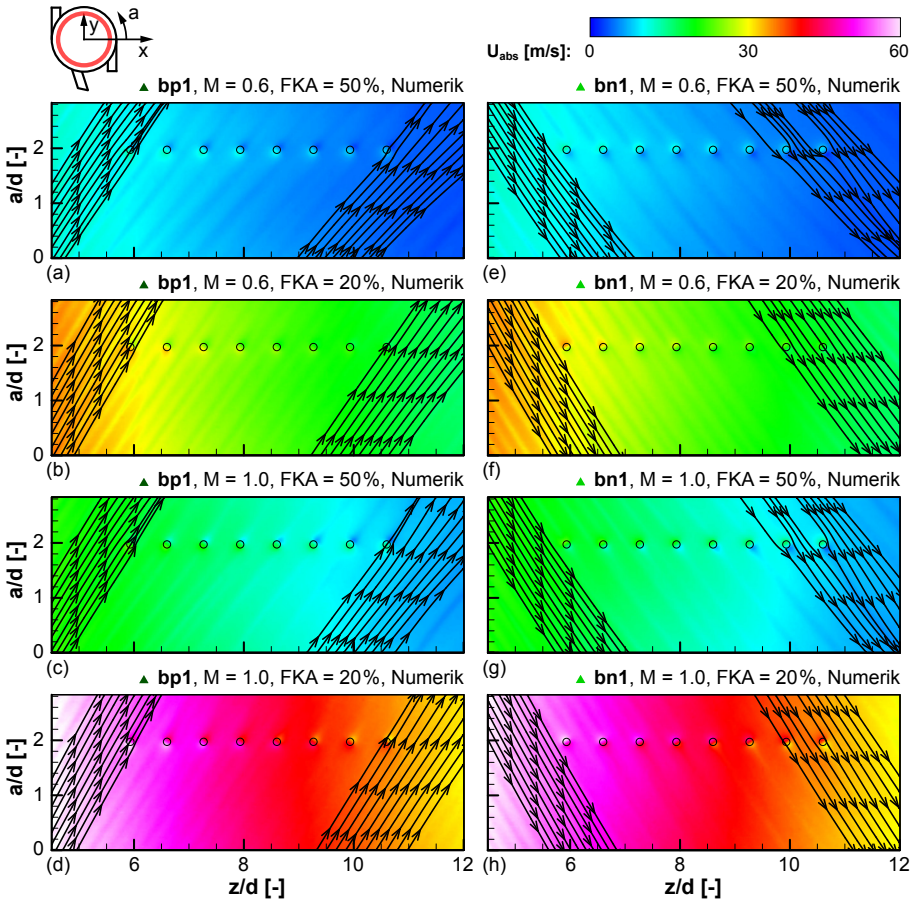


Abbildung A.10: Vergleich der beiden Drallrichtungen des „bottom“-Drallerzeugers: Die Verteilungen der Absolutgeschwindigkeit U_{abs} sowie einzelne Stromlinien auf einer abgewinkelten Zylinderebene, bei 90% des Zyklonkanalradius, aus Numerik

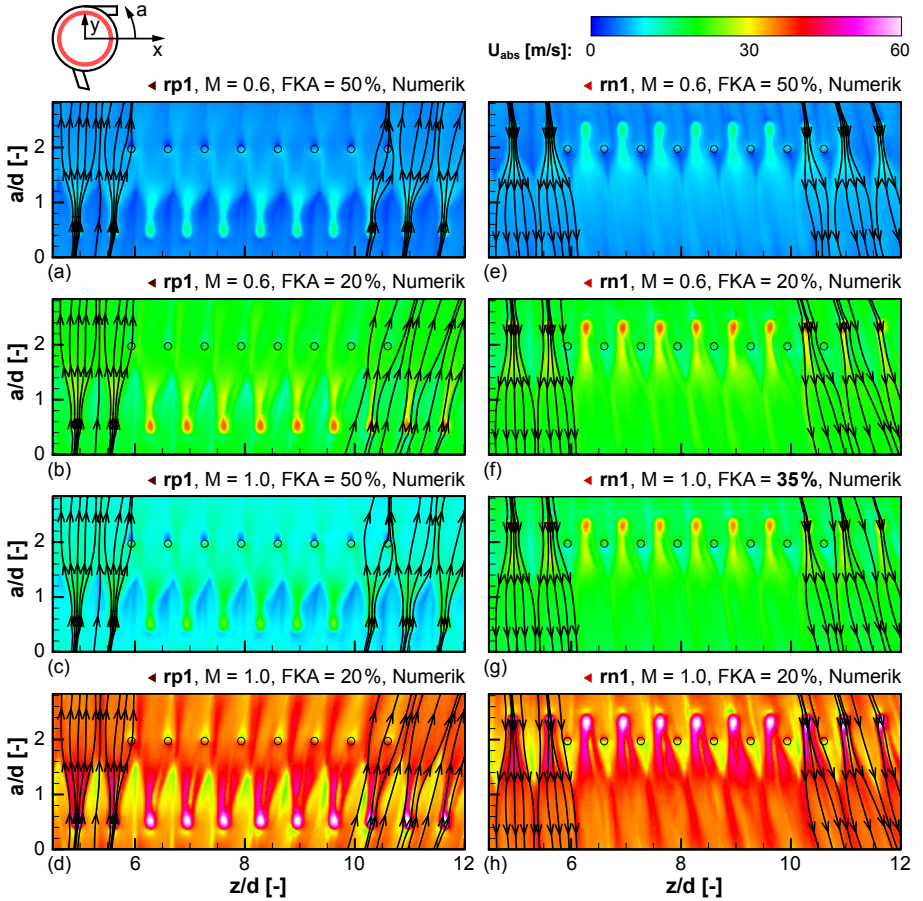


Abbildung A.11: Vergleich der beiden Drallrichtungen des „rear“-Drallerzeugers: Die Verteilung der Absolutgeschwindigkeit U_{abs} sowie einzelne Stromlinien auf einer abgewinkelten Zylinderebene, bei 90 % des Zyklonkanalradius, aus Numerik

A.4.4 Strömung im Bohrloch Nr. 4 und an dessen Bohrungsaustritt

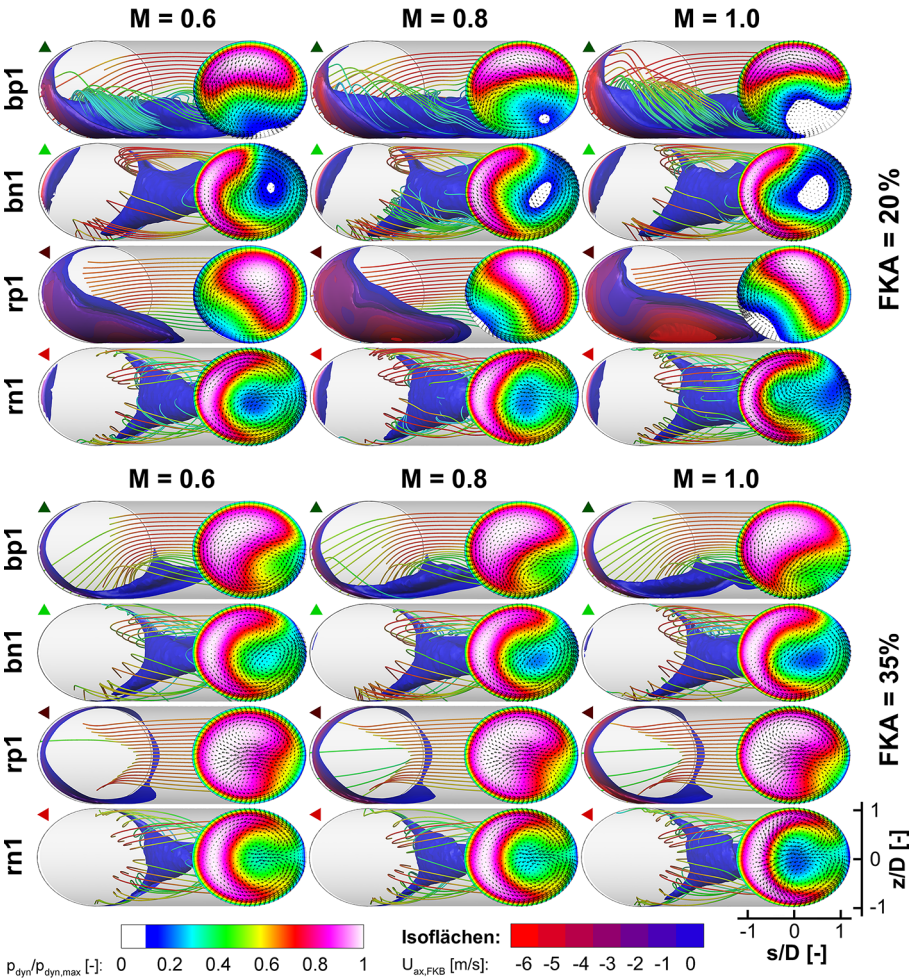


Abbildung A.12: Zonen mit axialer Rückströmung in der Filmkühlbohrung Nr. 4, die relative axiale dynamische Druckverteilung am Bohrlochaustritt sowie einzelne Stromlinien bei den verschiedenen drallbehafteten Konfigurationen und $FKA = 20\%$, bzw. 35%

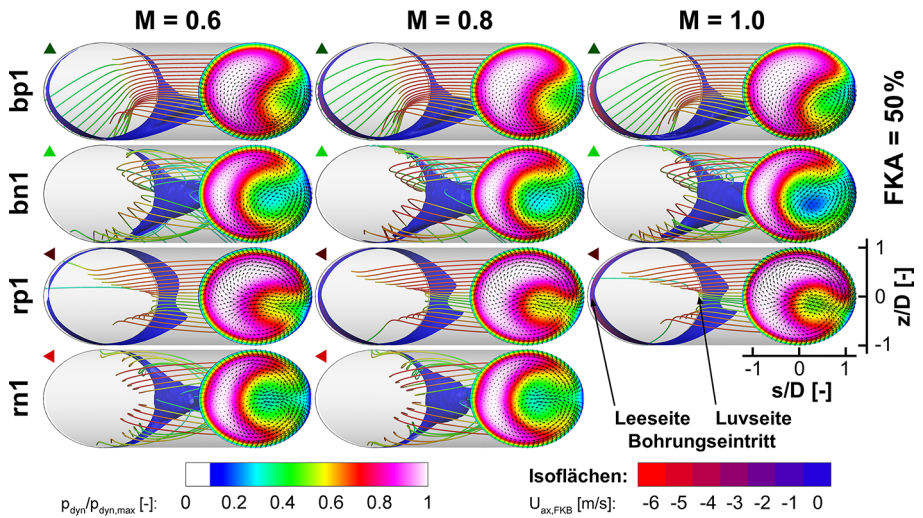


Abbildung A.13: Zonen mit axialer Rückströmung in der Filmkühlbohrung Nr. 4, die relative axiale dynamische Druckverteilung am Bohrlochaustritt sowie einzelne Stromlinien bei den verschiedenen drallbehafteten Konfigurationen und $FKA = 50\%$

A.4.5 Relative dynamische Drücke am Bohrlochaustritt

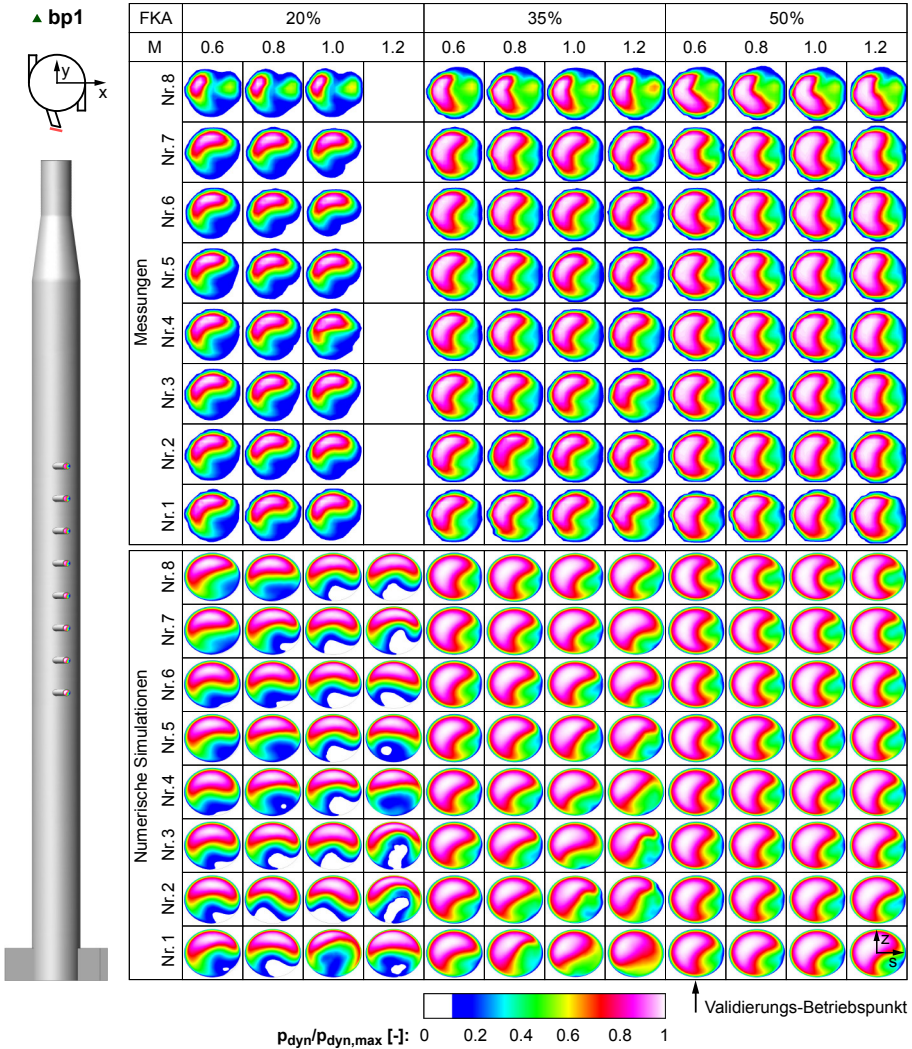


Abbildung A.14: Vergleich der Verteilungen des relativen axialen dynamischen Druck am Bohrlochaustritt zwischen den Messungen und den numerischen Simulationen, bei **bp1**

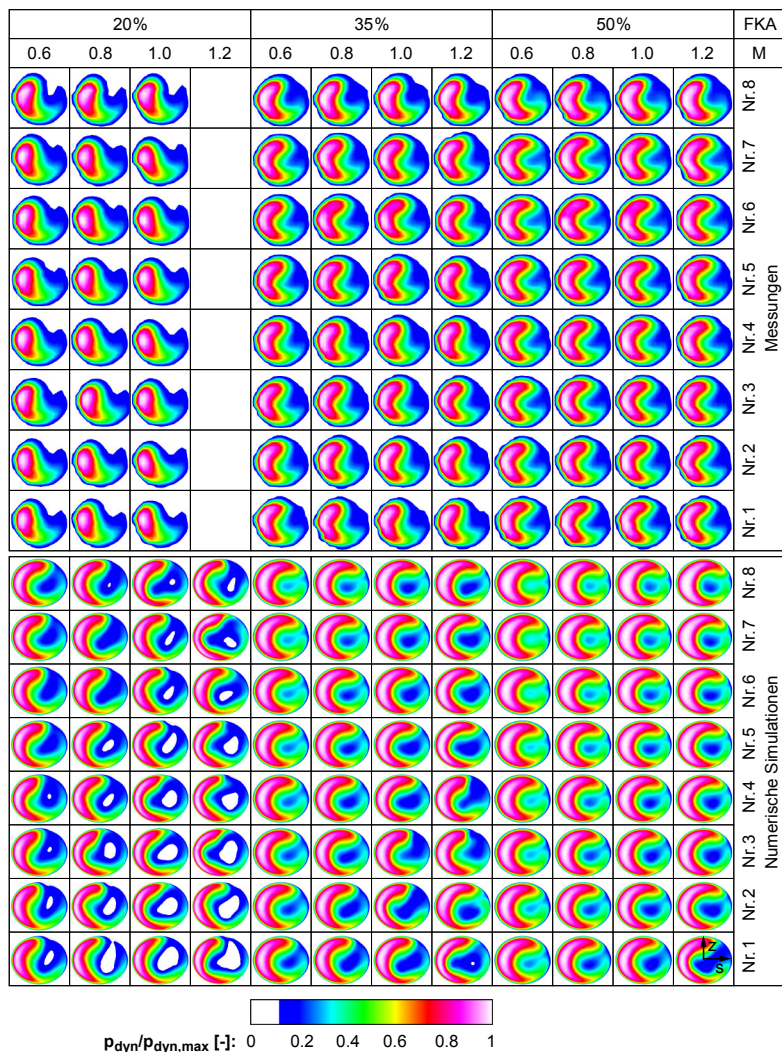


Abbildung A.15: Vergleich der Verteilungen des relativen axialen dynamischen Druck am Bohrlochaustritt zwischen den Messungen und den numerischen Simulationen, bei **bn1**

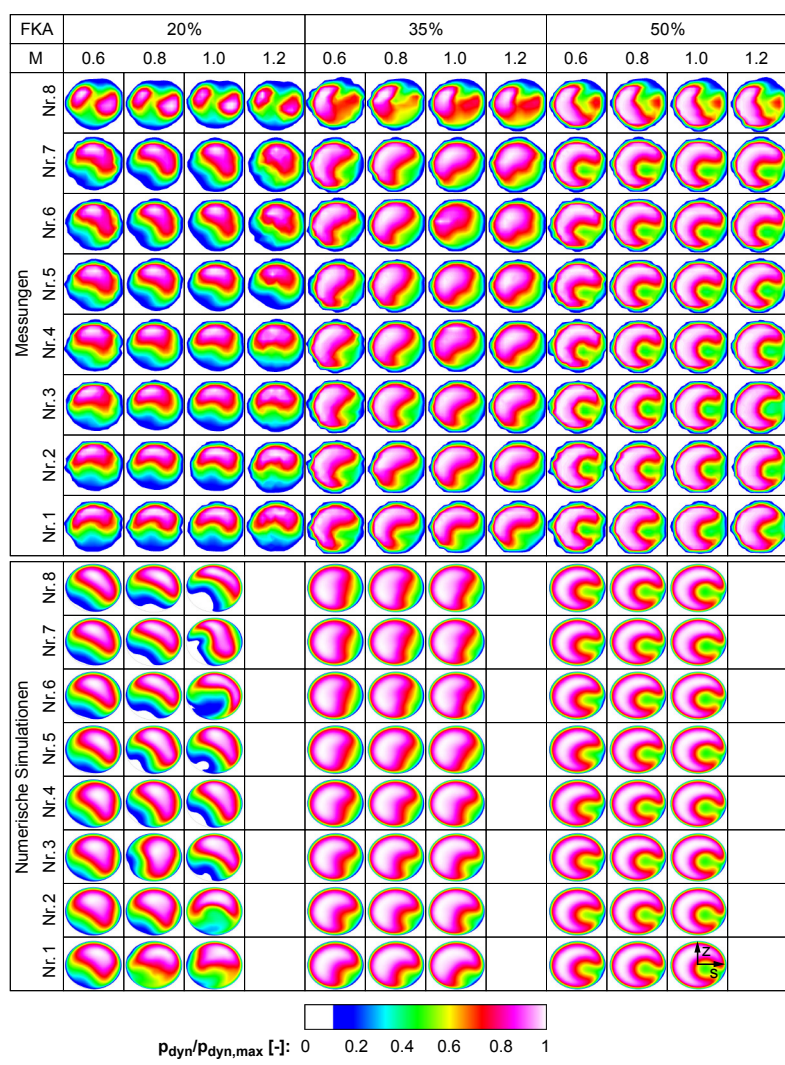
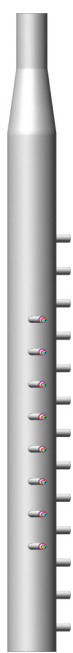
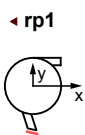


Abbildung A.16: Vergleich der Verteilungen des relativen axialen dynamischen Druck am Bohrlochaustritt zwischen den Messungen und den numerischen Simulationen, bei **rp1**

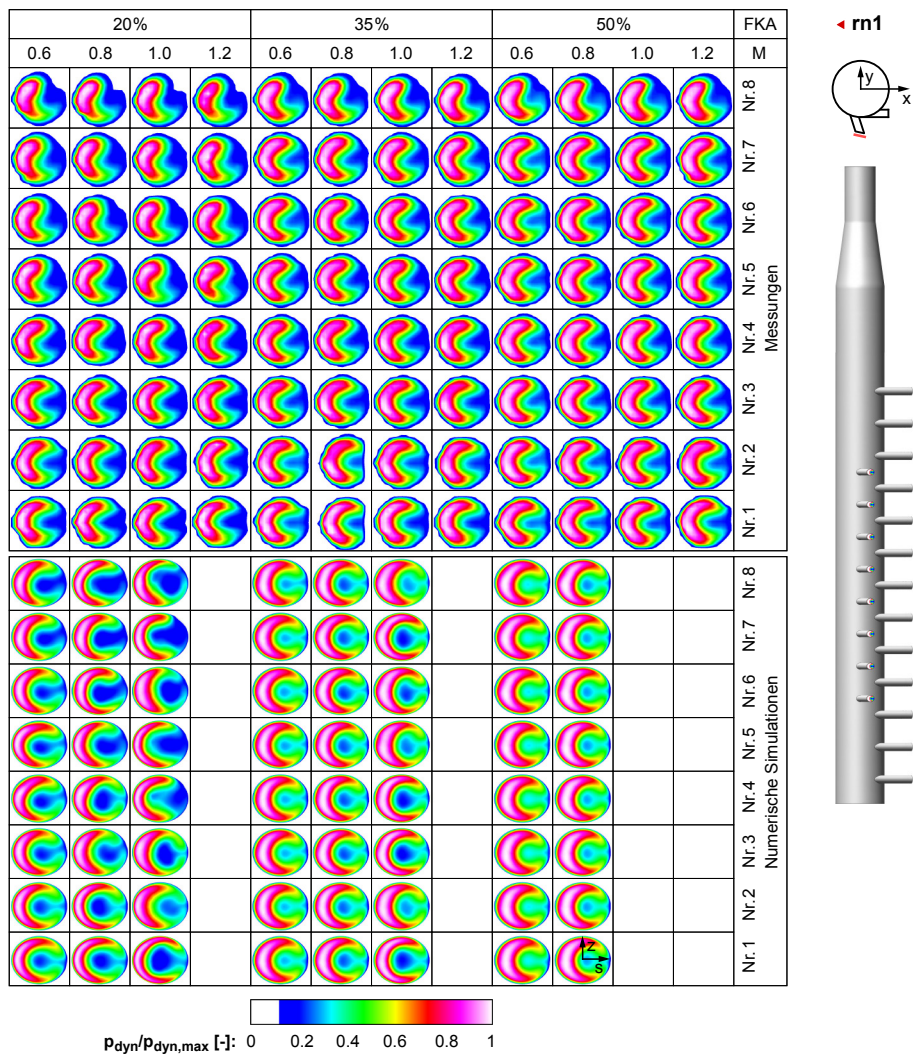


Abbildung A.17: Vergleich der Verteilungen des relativen axialen dynamischen Druck am Bohrlochaustritt zwischen den Messungen und den numerischen Simulationen, bei **rn1**

A.4.6 Ausblaserate pro Bohrloch

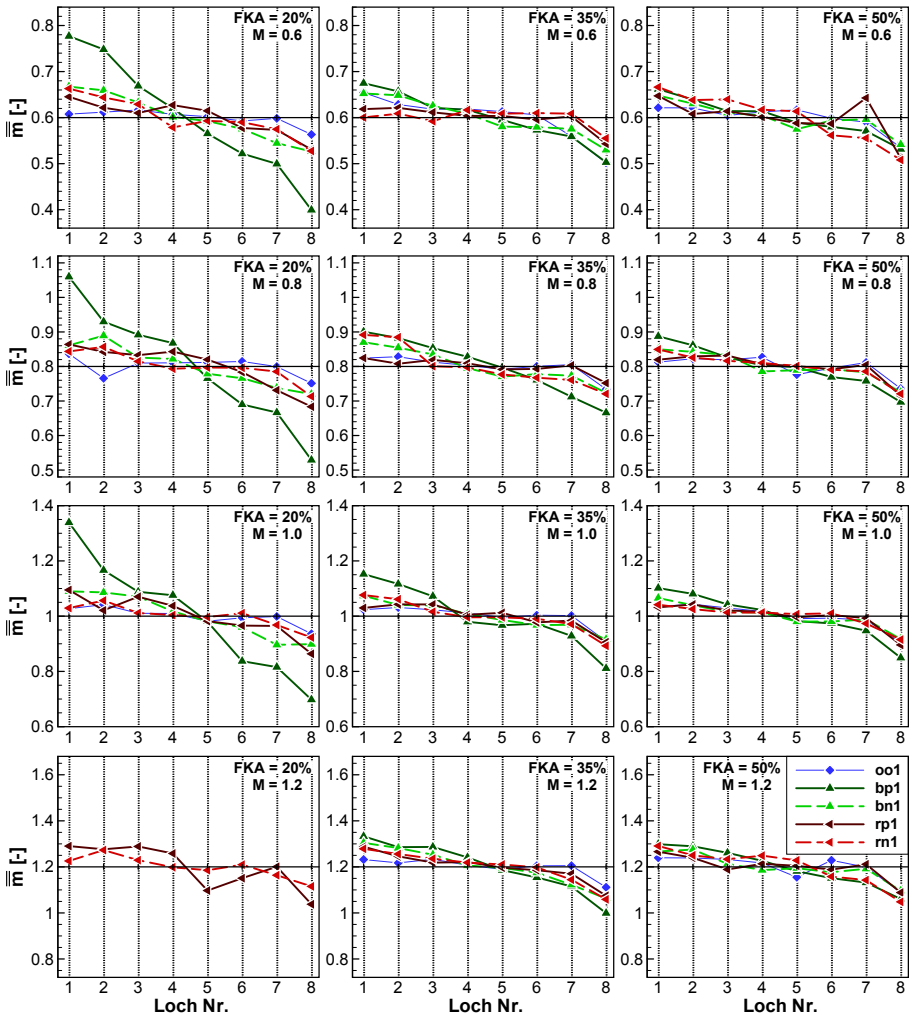


Abbildung A.18: Die Verteilung der flächig gemittelten lokalen Ausblaserate pro Bohrloch \bar{m} , für die Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe

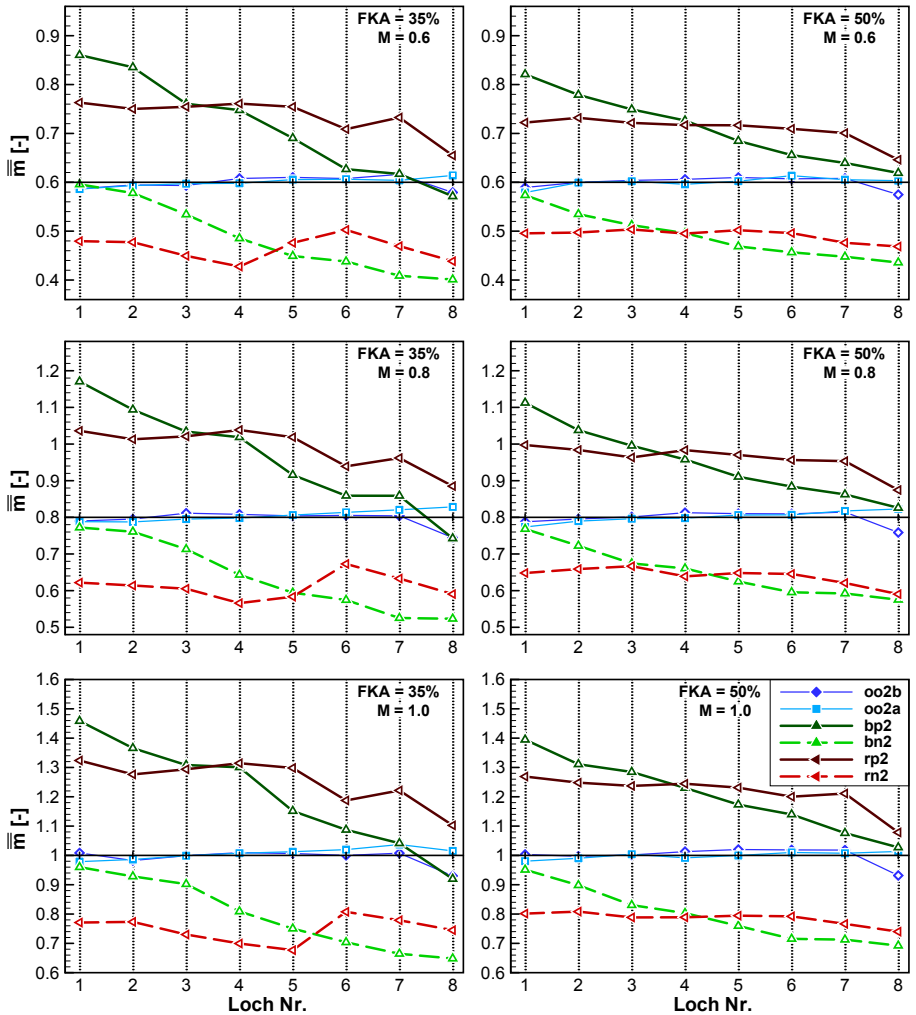


Abbildung A.19: Die Verteilung der flächig gemittelten lokalen Ausblaserate pro Bohrloch \bar{m} , für die Konfigurationen mit zwei Bohrlochreihen

A.4.7 Die lokale Verteilung der Ausblaserate im Bohrloch

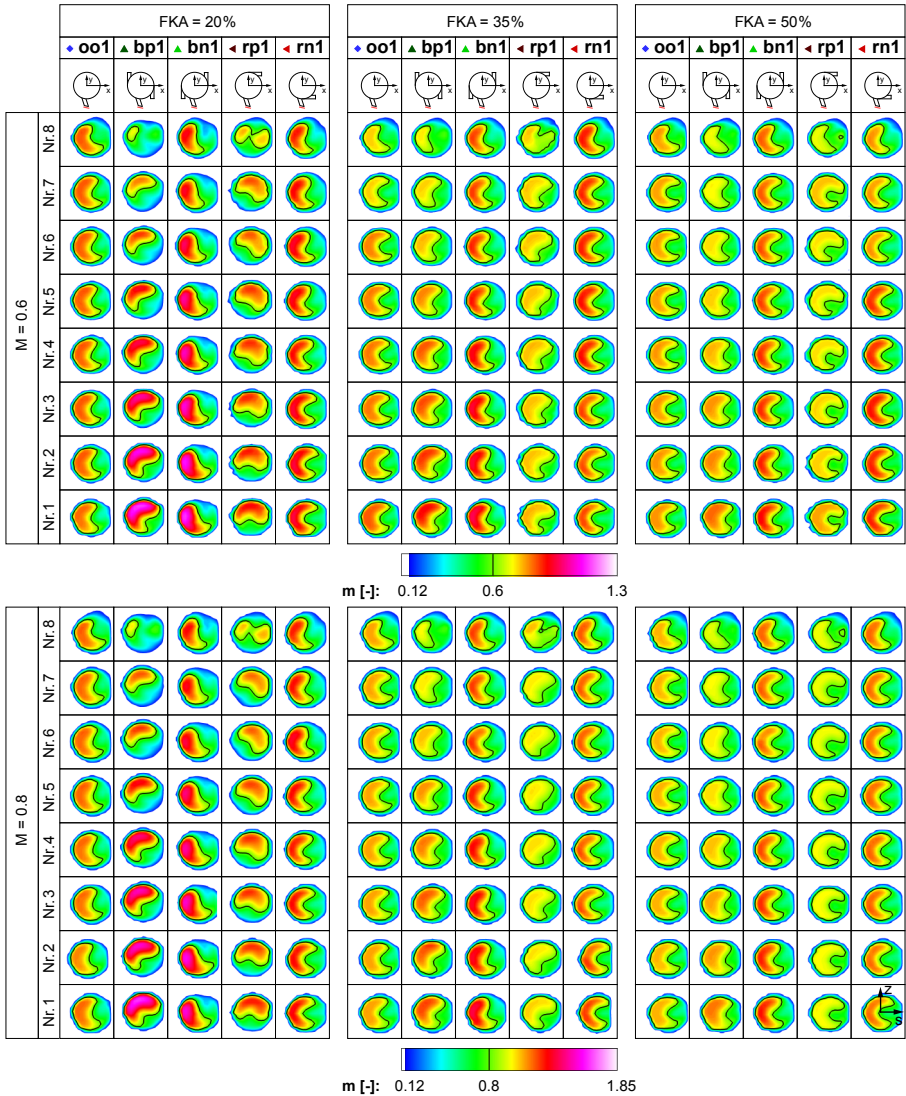


Abbildung A.20: Die Verteilung der lokalen Ausblaserate m in den Filmkühlbohrlöchern, bei $M = 0,6$, bzw. $0,8$ und den Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe

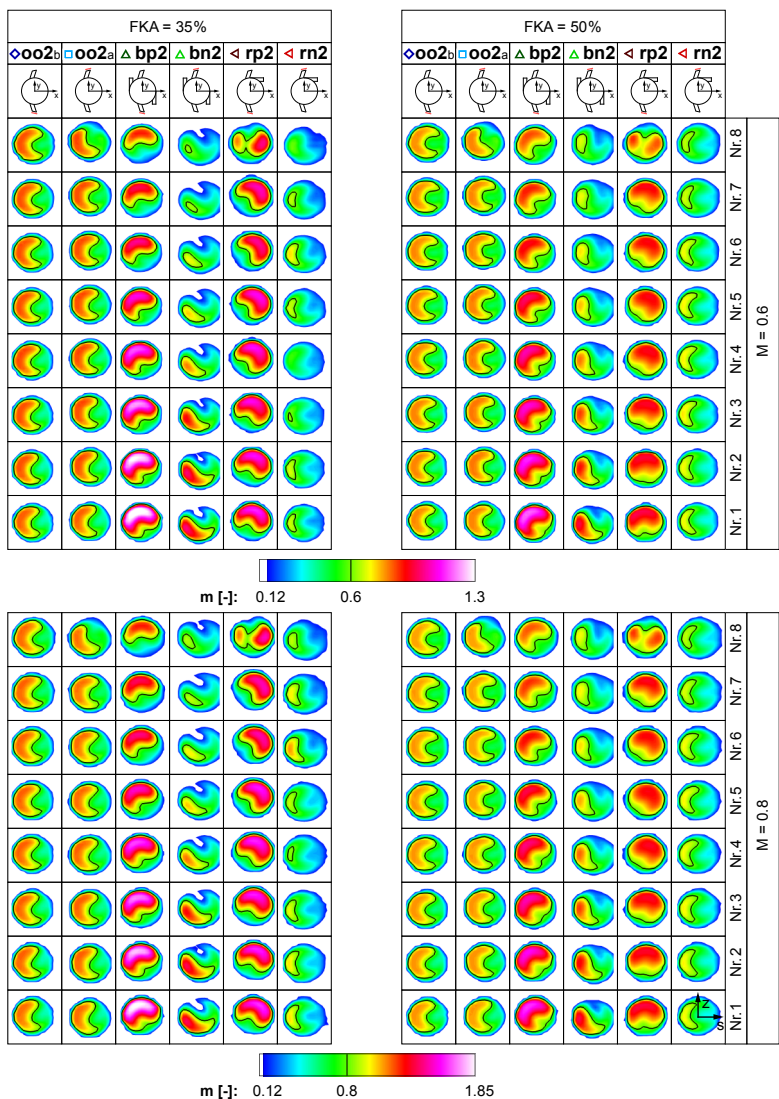


Abbildung A.21: Die Verteilung der lokalen Ausblaserate m in den Filmkühlbohrlöchern, bei $M = 0,6$, bzw. $0,8$ und den Konfigurationen mit zwei Bohrlochreihen

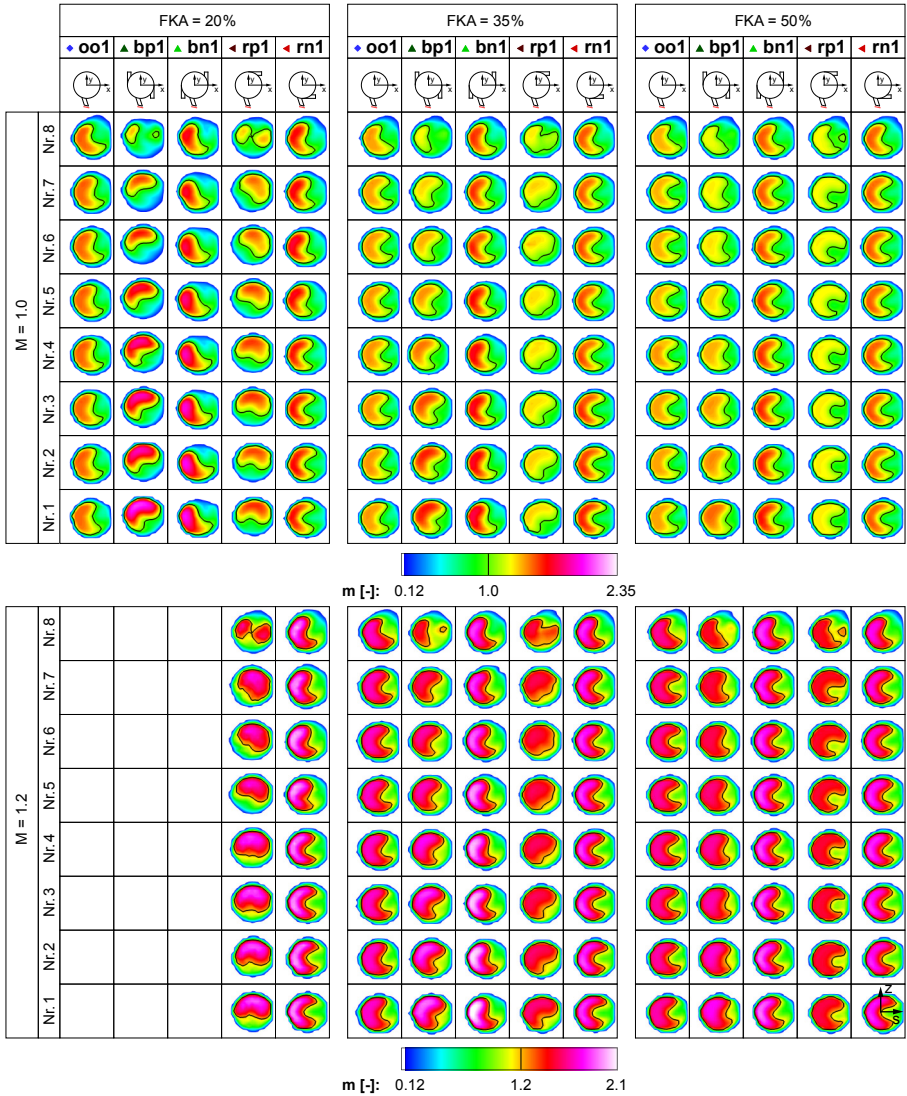


Abbildung A.22: Die Verteilung der lokalen Ausblaserate m in den Filmkühlbohrlöchern, bei $M = 1,0$, bzw. $1,2$ und den Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe

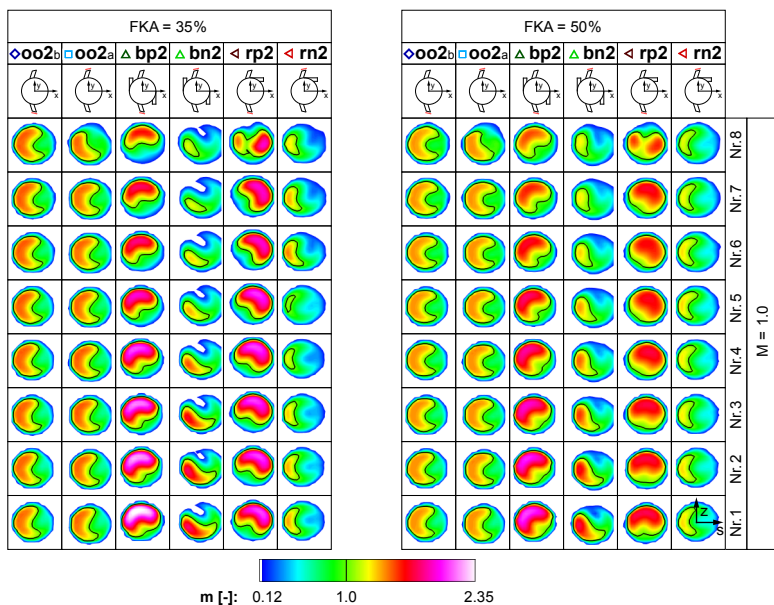


Abbildung A.23: Die Verteilung der lokalen Ausblaserate m in den Filmkühlbohrlöchern, bei $M = 1,0$ und den Konfigurationen mit zwei Bohrlochreihen

A.4.8 Verteilung von η_{AW} um das Filmkühlbohrloch Nr. 4

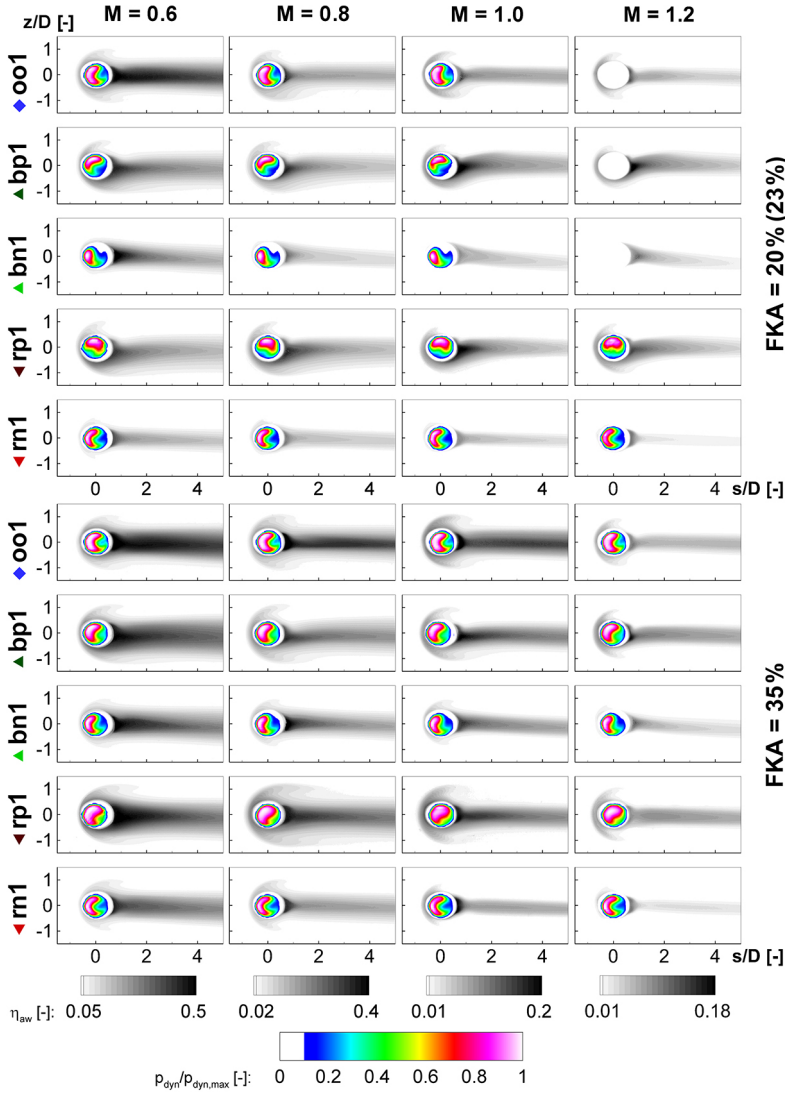


Abbildung A.24: Verteilungen von η_{AW} und $p_{dyn}/p_{dyn,max}$ bei den Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe, für FKA = 20%, bzw. 35% und Loch Nr. 4

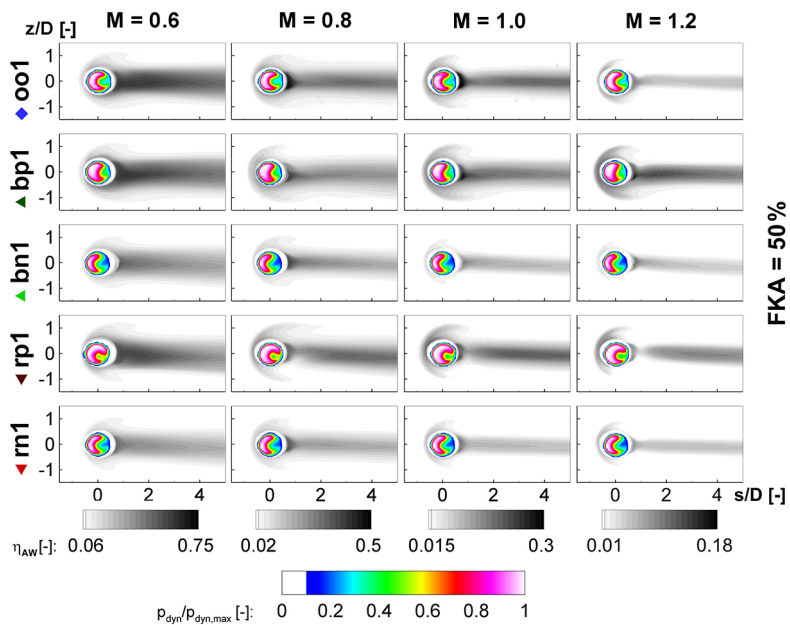


Abbildung A.25: Verteilungen von η_{AW} und $p_{dyn}/p_{dyn,max}$, bei den Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe, für $FKA = 50\%$ und Loch Nr. 4

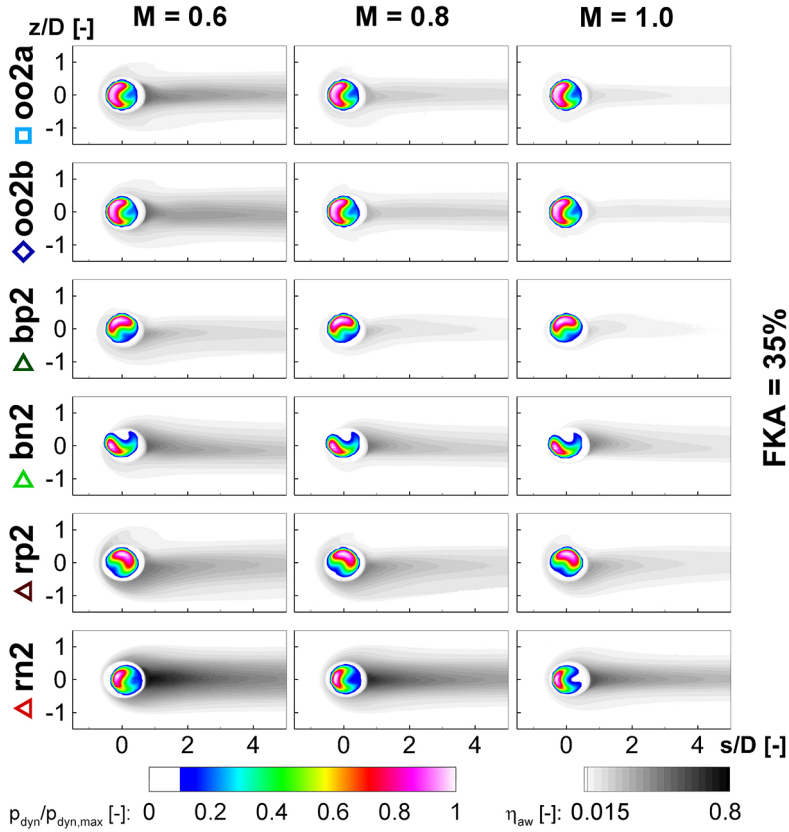


Abbildung A.26: Verteilungen von η_{AW} und $p_{\text{dyn}}/p_{\text{dyn,max}}$ bei den Konfigurationen mit zwei Bohrlochreihen, für FKA = 35% und Loch Nr. 4 (siehe [106])

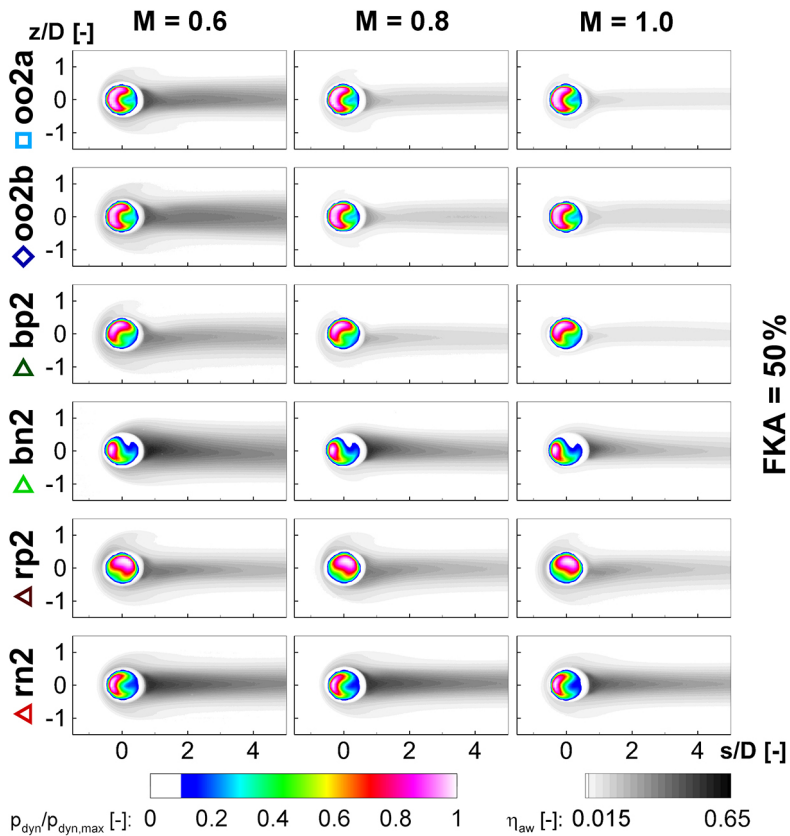


Abbildung A.27: Verteilungen von η_{AW} und $p_{\text{dyn}}/p_{\text{dyn,max}}$ bei den Konfigurationen mit zwei Bohrlochreihen, für FKA = 50% und Loch Nr. 4

A.4.9 Lateral gemittelte adiabate Filmkühleffektivität

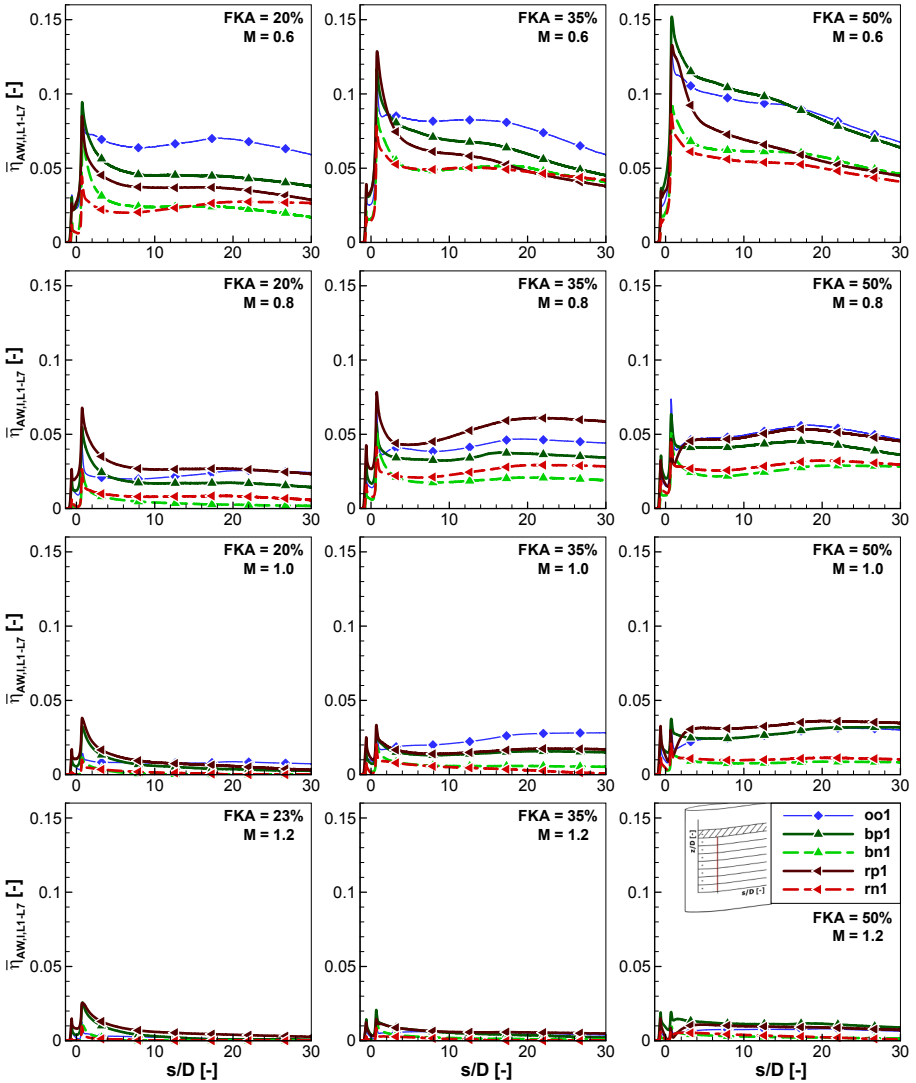


Abbildung A.28: Die Verteilung der lateral gemittelten adiabaten Filmkühleffektivitäten, für die Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe

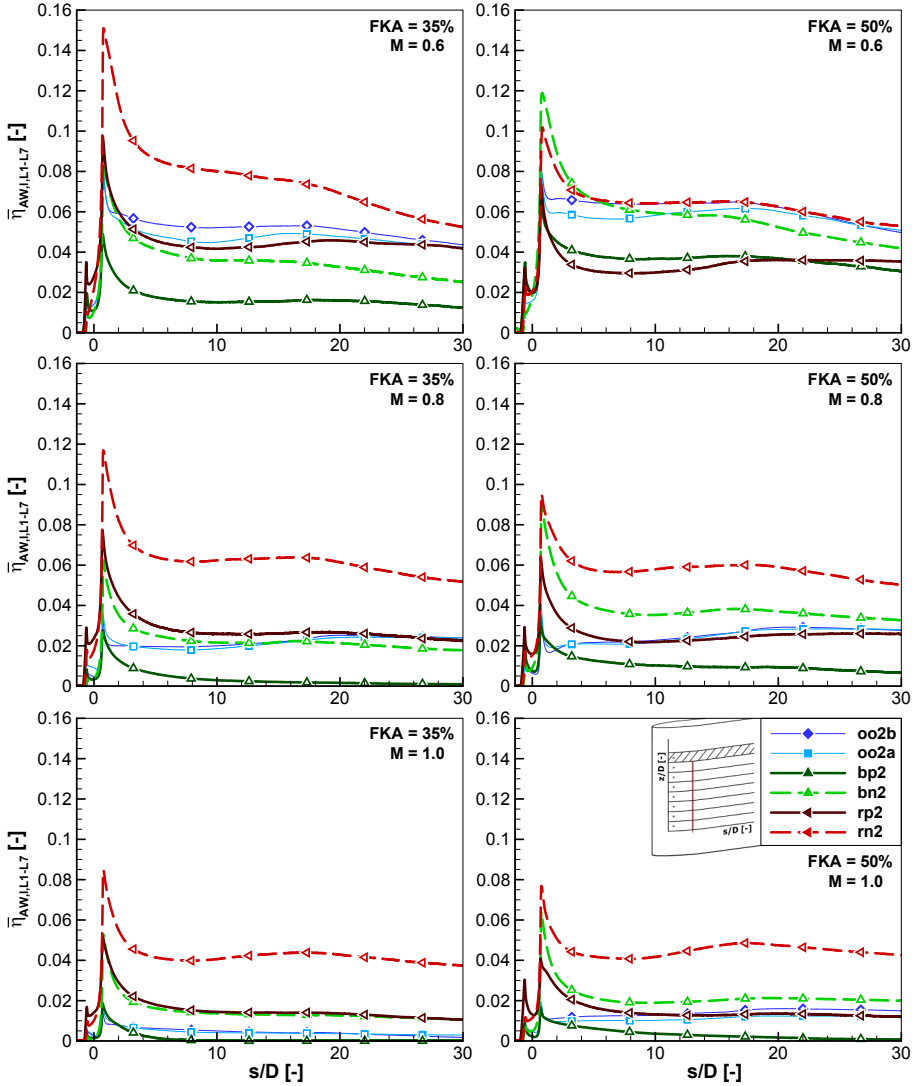


Abbildung A.29: Die Verteilung der lateral gemittelten adiabaten Filmkühleffektivitäten, für die Konfigurationen mit zwei Bohrlochreihen

A.4.10 Flächig gemittelte η_{AW} über der Ausblaserate pro Bohrloch

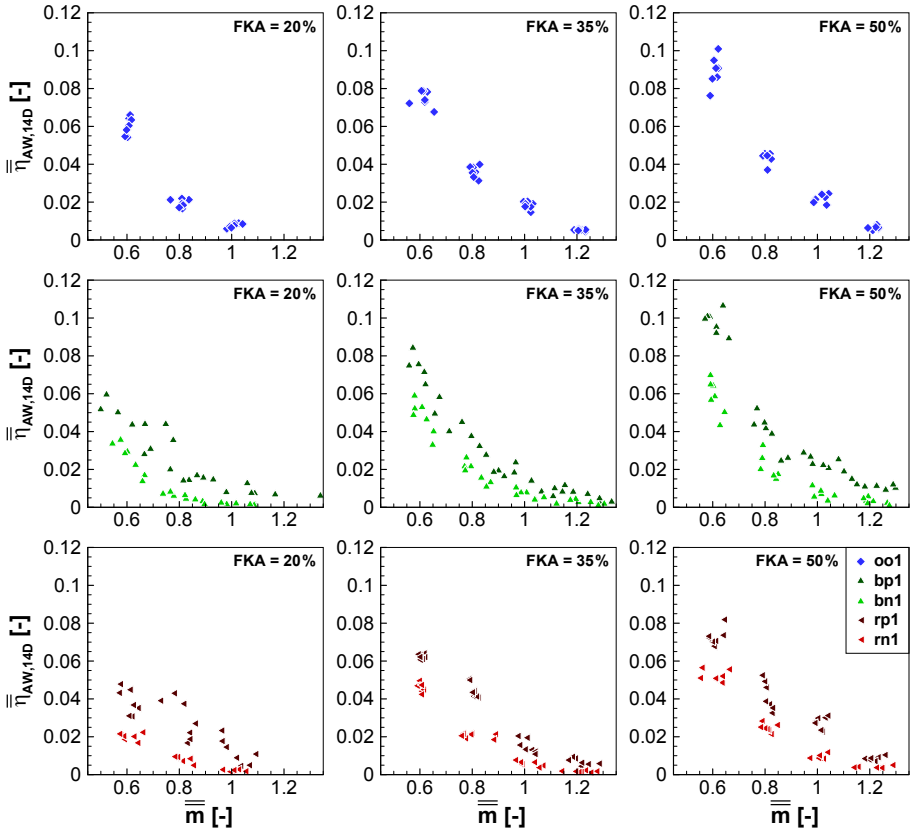


Abbildung A.30: Die Verteilung der flächig gemittelten adiabaten Filmkühleffektivität pro Bohrloch $\bar{\eta}_{AW,14D}$ über der flächig gemittelten lokalen Ausblaserate \bar{m} , für die Konfigurationen mit einer Bohrlochreihe

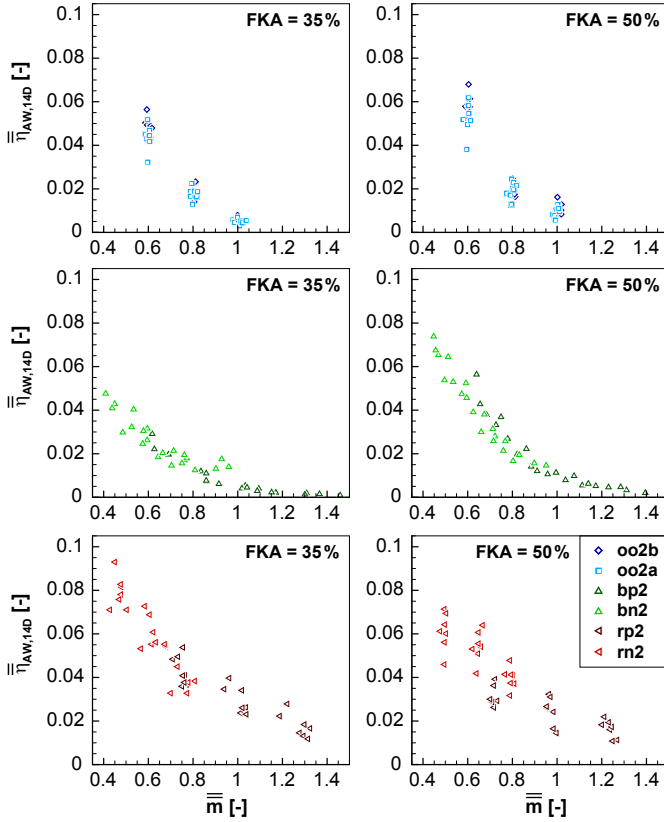


Abbildung A.31: Die Verteilung der flächig gemittelten adiabaten Filmkühleffektivität pro Bohrloch $\bar{\eta}_{AW,14D}$ über der flächig gemittelten lokalen Ausblaserate \bar{m} , für die Konfigurationen mit zwei Bohrlochreihen

A.4.11 Die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität

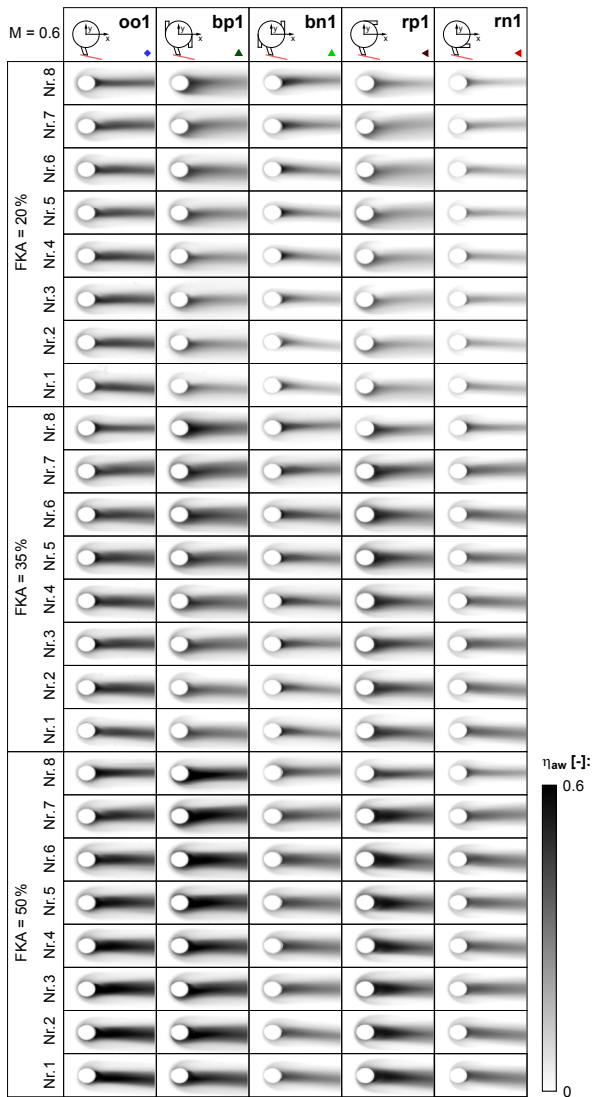


Abbildung A.32: Die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität über alle Bohrungen bei einer Bohrlochreihe und $M = 0,6$

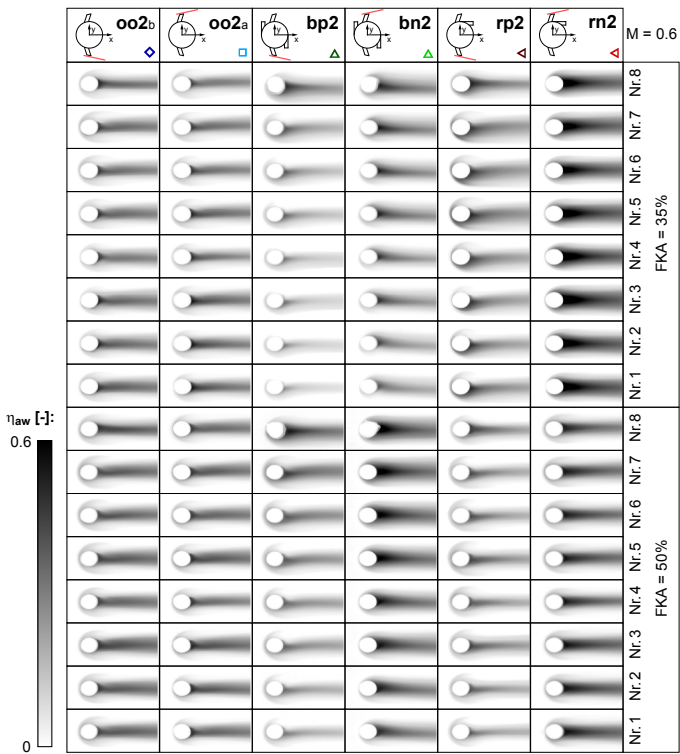


Abbildung A.33: Die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität über alle Bohrungen bei zwei Bohrlochreihen und $M = 0,6$

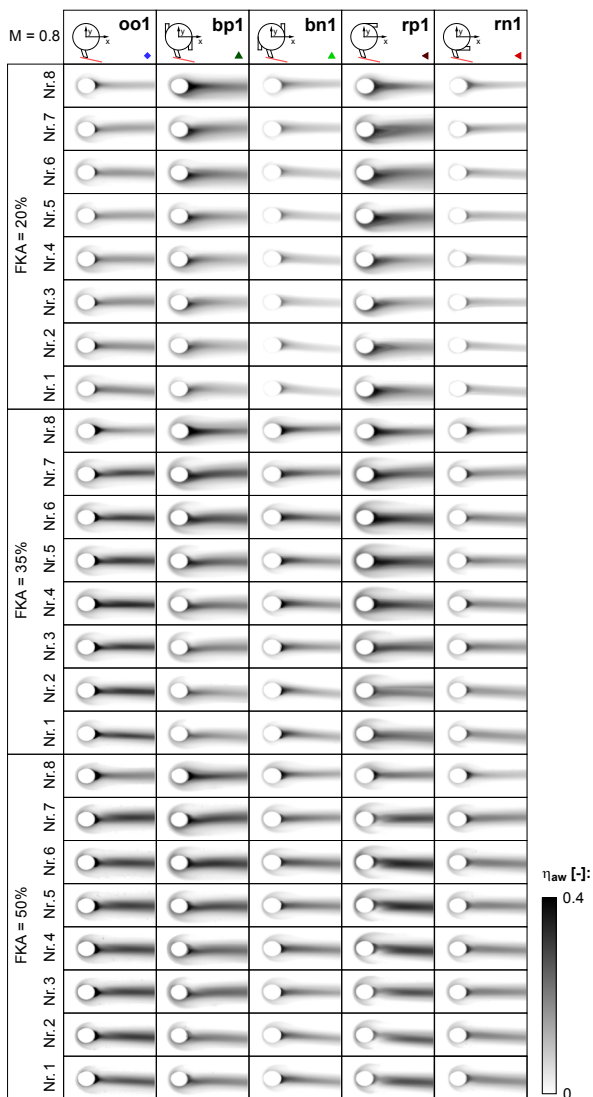


Abbildung A.34: Die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität über alle Bohrungen bei einer Bohrlochreihe und $M = 0,8$

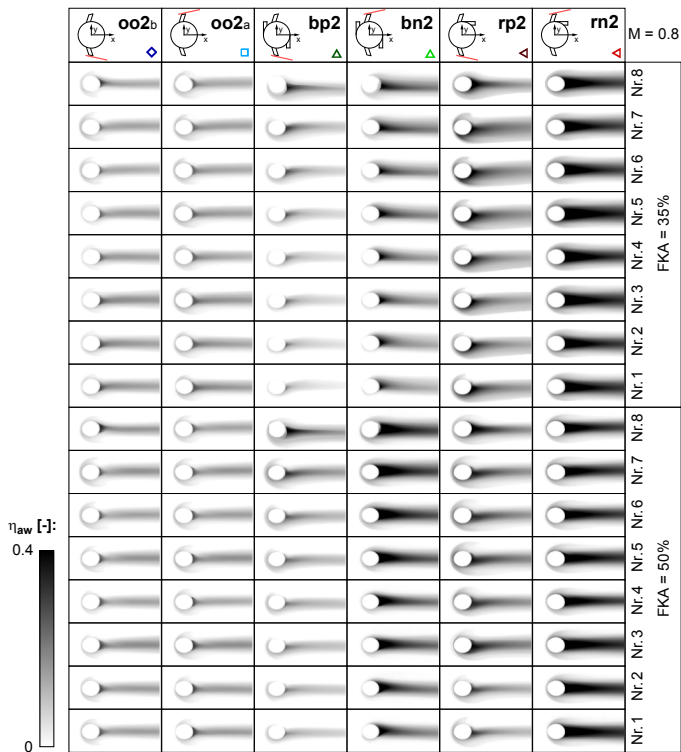


Abbildung A.35: Die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität über alle Bohrungen bei zwei Bohrlochreihen und $M = 0,8$

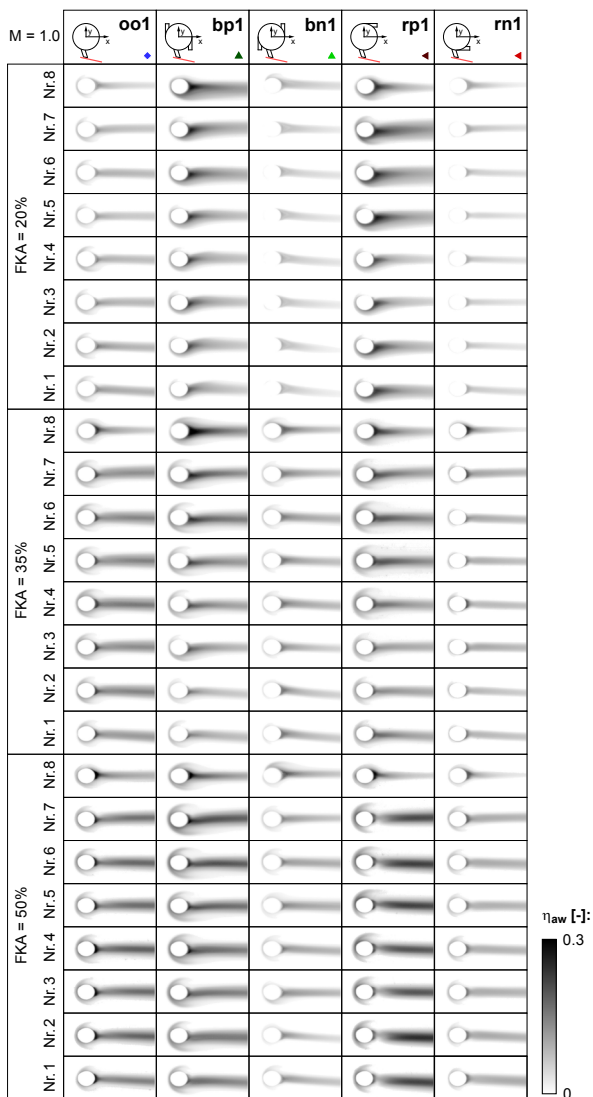


Abbildung A.36: Die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität über alle Bohrungen bei einer Bohrlochreihe und $M = 1,0$

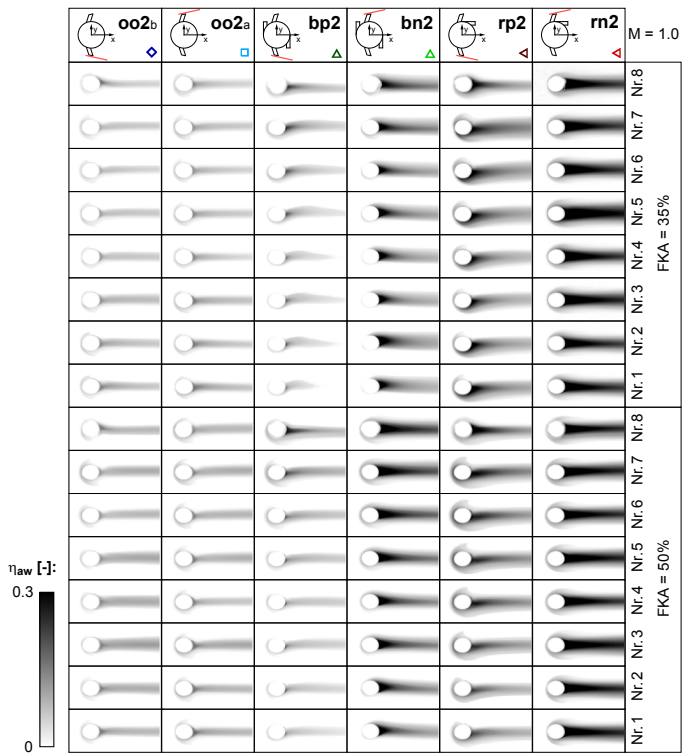


Abbildung A.37: Die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität über alle Bohrungen bei zwei Bohrlochreihen und $M = 1,0$

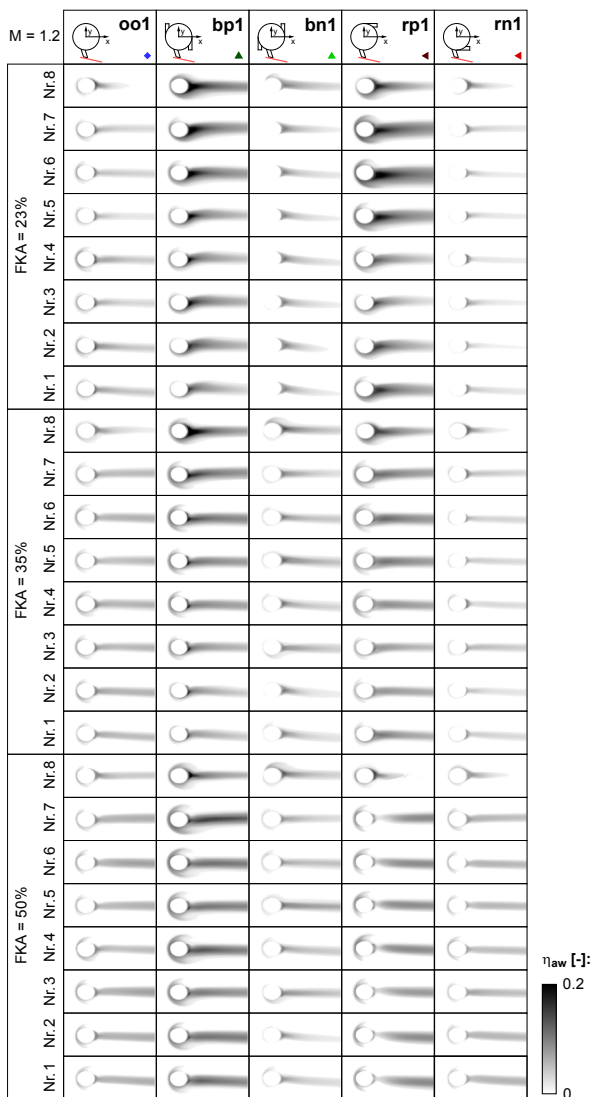


Abbildung A.38: Die Verteilung der adiabaten Filmkühleffektivität über alle Bohrungen bei einer Bohrlochreihe und $M = 1,2$